

Titre: Conception parasismique des diagonales et assemblages pour les contreventements en acier avec assemblages boulonnés en cisaillement simple
Title:

Auteur: Marie-Ève Gagné
Author:

Date: 2016

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Gagné, M.-È. (2016). Conception parasismique des diagonales et assemblages pour les contreventements en acier avec assemblages boulonnés en cisaillement simple [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie.
Citation: <https://publications.polymtl.ca/2134/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/2134/>
PolyPublie URL:

Directeurs de recherche: Robert Tremblay
Advisors:

Programme: Génie civil
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

CONCEPTION PARASISMIQUE DES DIAGONALES ET ASSEMBLAGES
POUR LES CONTREVENTEMENTS EN ACIER AVEC ASSEMBLAGES
BOULONNÉS EN CISAILLEMENT SIMPLE

MARIE-ÈVE GAGNÉ

DÉPARTEMENT DES GÉNIES CIVIL, GÉOLOGIQUE ET DES MINES

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE CIVIL)

AVRIL 2016

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

CONCEPTION PARASISMIQUE DES DIAGONALES ET ASSEMBLAGES
POUR LES CONTREVENTEMENTS EN ACIER AVEC ASSEMBLAGES
BOULONNÉS EN CISAILLEMENT SIMPLE

présenté par : GAGNÉ Marie-Ève

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. BOUAANANI Najib, Ph. D., président

M. TREMBLAY Robert, Ph. D., membre et directeur de recherche

M. LACHAPELLE Éric, M. Sc. A., membre

DÉDICACE

À tous ceux que j'aime.

REMERCIEMENTS

M. Robert Tremblay, je vous remercie pour votre générosité. Tout au long de cette recherche, vos conseils ont été précieux et très enrichissants. Vous êtes un directeur de recherche exceptionnel et je suis très heureuse d'avoir eu la chance de vous côtoyer.

Je désire remercier Lainco inc., l'entreprise partenaire de cette recherche, pour leur soutien financier et pour m'avoir donné la chance d'être dans un milieu pratique stimulant. Plus précisément, j'aimerais remercier Éric Lachapelle de m'avoir accompagnée et encouragée à travers cette maîtrise. Je remercie aussi tout le personnel de Lainco inc. dont Martin Lachapelle, Benoit Charland et Karine Bastien.

Je tiens à remercier tous mes collègues de Polytechnique avec qui j'ai ri, échangé, appris et parfois angoissé!

J'aimerais remercier Mathieu Roy pour son aide, son support et sa patience pendant ces 4 années! Je remercie aussi mes parents et mes grands-parents pour leur confiance.

Finalement, je remercie le FQRNT et le CRSNG pour les bourses d'études qu'ils m'ont accordées.

RÉSUMÉ

L'utilisation de diagonales de contreventement modérément ductile de type MD en acier permet la réduction des efforts sismiques de conception par le facteur R_d . Pour ces contreventements, la norme CSA S16 prescrit des critères de conception spéciaux pour assurer le comportement ductile des diagonales et exige d'appliquer un calcul par capacité pour les autres composantes du système de reprise des forces latérales (SRFL). Les efforts de conception élevés pour la conception des assemblages et les détails requis pour assurer la rotation inélastique ductile des goussets d'assemblage lors du flambement en compression de la diagonale donnent lieu à des assemblages de grandes dimensions, ce qui diminue le bénéfice économique de la réduction des efforts sismiques par le facteur R_d .

Un assemblage boulonné en cisaillement simple est souvent utilisé pour les diagonales de contreventements constituées de profilés tubulaires HSS. Cet assemblage est composé d'une plaque de transfert excentrée par rapport au centre de gravité du profilé tubulaire qui fait le lien entre le gousset et la membrure diagonale. Cet assemblage est conçu en considérant que les rotules plastiques des extrémités de la diagonale se forment dans les plaques de transfert seulement. Cet assemblage est souvent privilégié en raison de sa rapidité et de son coût de fabrication. De plus, pour réduire les coûts de la charpente, des fusibles ductiles peuvent être introduits aux extrémités des diagonales pour limiter les efforts de traction dans les assemblages des diagonales et autres composantes du SRFL.

Dans cette recherche, on a étudié le comportement en compression des diagonales munies d'assemblage en cisaillement simple avec et sans fusible ductile. Cette étude a permis l'élaboration de critères pour la conception de la diagonale et des assemblages boulonnés en cisaillement simple.

Une analyse de la stabilité élastique a été réalisée pour déterminer l'influence de la rigidité rotationnelle des plaques de transfert et de l'excentricité de l'assemblage sur la résistance en compression des diagonales. Les plaques de transfert offrent un encastrement partiel à l'extrémité de la diagonale, ce qui augmente la charge de flambement élastique et la résistance en compression de celle-ci. L'excentricité n'a pas d'influence sur la charge critique de flambement mais elle crée un moment de flexion additionnel dans la diagonale, ce qui diminue sa résistance en compression.

Une étude paramétrique a été entreprise pour évaluer l'influence des assemblages boulonnés en cisaillement simple sur le comportement en compression des diagonales et des assemblages. Les modèles numériques réalisés avec le logiciel OpenSees ont permis d'étudier l'influence des paramètres suivants : la rigidité en flexion des plaques de transfert et des goussets, l'excentricité de l'assemblage, la longueur effective des diagonales, les dimensions des profilés HSS et la présence ou l'absence de fusibles ductiles dans les diagonales. Les assemblages boulonnés en cisaillement simple ont été dimensionnés selon des règles simples utilisées dans la pratique. Plusieurs modes de rupture ont été observés dans cette étude paramétrique dont : le flambement en flexion de la diagonale accompagné de la formation de rotules plastiques dans les plaques de transfert ou dans les goussets et un mode d'instabilité comprenant trois rotules plastiques se formant dans les assemblages. Les résultats de l'étude paramétrique ont aussi montré qu'un assemblage boulonné en cisaillement simple peut contribuer à : 1) réduire la résistance au flambement de la diagonale sous la résistance C_r de la norme CSA S16 pour des éléments ayant les extrémités rotulées, et 2) augmenter la résistance probable des diagonales à une valeur supérieure aux résistances C_u de la norme CSA S16.

Les modèles pour lesquels on a observé un mode de rupture impliquant une plastification des goussets ont fait l'objet d'une optimisation dans le but d'obtenir une rigidité et résistance suffisantes des goussets pour assurer le flambement de la diagonale et l'apparition des rotules plastiques au niveau des plaques de transfert seulement. Les résultats de cette optimisation ont permis d'élaborer des critères pour la conception d'assemblages adéquats et le calcul de la résistance en compression des diagonales.

Un modèle analytique a ensuite été proposé pour déterminer la résistance en compression des diagonales qui tient compte de la plastification progressive des plaques de transfert pouvant réduire leur rigidité rotationnelle et, par conséquent, la résistance en compression des diagonales. Celle-ci est déterminée pour le flambement élastique ou inélastique de la diagonale. Pour simplifier la conception des diagonales, une équation de la résistance en compression est proposée qui tient compte de plusieurs paramètres des assemblages. Des facteurs d'ajustement sont aussi proposés pour obtenir une valeur conservatrice de la résistance probable en compression des diagonales avec assemblages boulonnés en cisaillement simple.

Les résultats de l'étude d'optimisation ont permis d'élaborer des critères de conception visant à assurer un comportement élastique des goussets lors du flambement de la diagonale. Les critères de conception des goussets portent sur leur rigidité et leur résistance. Une méthode d'évaluation de la rigidité et de la résistance réelles des goussets a été proposée pour obtenir des valeurs représentatives à utiliser pour évaluer la résistance en compression des diagonales.

Les méthodes proposées pour la conception des diagonales et des assemblages ont été validées au moyen d'analyses détaillées par éléments finis réalisées avec le logiciel Abaqus pour deux assemblages différents et une diagonale ayant un fusible ductile. Le premier assemblage est un gousset centré sur la diagonale alors que le second est un assemblage boulonné en cisaillement simple avec excentricité. Les résultats ont confirmé que les méthodes de conception proposées sont conservatrices mais reflètent tout de même le comportement réel de la diagonale et de l'assemblage. Les efforts de traction dans les boulons d'assemblage ont été étudiés lors des analyses détaillées. Pour les assemblages étudiés, l'effort de traction dans les boulons n'augmente pas lors du flambement de la diagonale.

ABSTRACT

The use of moderately ductile (MD) steel diagonal bracing allows the reduction of seismic design efforts by the R_d factor. For this type of bracing, the Canadian Standard of steel structures (CSA S16) prescribes special design criteria to ensure ductile behavior of diagonals and requires applying a capacity design calculation for the other components of the lateral seismic frame. The assemblies and details high design efforts required to ensure the ductile inelastic rotation of the gusset plates during diagonal buckling in compression result in large assemblies reducing the economic benefit of limiting the efforts by the seismic R_d factor. A simple shear bolted assembly is often used for diagonal bracings made of HSS. This assembly transfer plate is offset relatively to the gravity center of the tubular profile which makes the connection between the gusset plate and the diagonal frame. This assembly is designed by considering that the plastic hinges at the diagonal extremities are formed in the transfer plates only. Such an assembly is often preferred because of its quick construction and manufacturing cost. In addition, to reduce costs of the frame, ductile fuses can be introduced at the diagonal ends to limit the traction forces in connections for the diagonals and other components of the lateral seismic frame. In this research, we studied the compression behavior of diagonal with simple shear assembly with and without ductile fuse. This study has allowed the development of design criteria for the diagonal and single shear bolted assembly. An elastic stability analysis was conducted to determine the influence of the rotational stiffness of the transfer plates and the eccentricity of the assembly on the compressive strength of the diagonals. Transfer plates offer a partially embedding at the end of the diagonal, which increases the load of elastic buckling and its compressive strength. The eccentricity does not influence on the critical buckling load but it creates an additional bending moment in the diagonal, which decreases its compressive strength. A parametric study was undertaken to evaluate the influence of single shear bolted assembly on the compression behavior of the diagonals and assemblies. Numerical models made with the OpenSees software were used to study the influence of the following parameters: the bending stiffness of transfer plates and gussets, the eccentricity of the assembly, the effective length of the diagonal, HSS dimensions and the presence or absence of ductile fuses in diagonals. Single shear bolted connections were designed according to simple rules used in engineering practice. Several failure modes were observed during this parametric study including: the flexural buckling of the diagonal along with the formation of plastic hinges in the transfer plates or into the gussets and an instability mode

comprising three plastic hinges forming in the assemblies. The results of the parametric study also showed that a single shear bolted assembly may contribute to: 1) reduce the buckling strength of the diagonal below C_r resistance prescribed in standard CSA S16 for elements having the plastic hinges at their extremity, and 2) increase the diagonal probable strength higher than the C_u resistance described in CSA S16. Models for which a failure mode involving gusset yielding were optimized in order to obtain a sufficient rigidity and strength of the gussets to ensure buckling of the diagonal and the appearance of plastic hinges in the transfer plates only. The results of this optimization helped to develop criteria for the design of adequate assemblies and the calculation of the compressive strength of the diagonals. An analytical model has then been proposed to determine the compressive strength of the diagonals which takes account the progressive yielding of the transfer plates to reduce their rotational stiffness, and consequently, the compressive strength of the diagonals. It is determined for inelastic or elastic buckling of the diagonal. To simplify the design of diagonal, an equation for the compressive strength is proposed that takes into account several parameters of the assemblies. Adjustment factors are also proposed to obtain a conservative value of the probable compressive diagonal strength with simple shear bolted assembly. The results of the optimization study helped to develop design criteria to ensure gussets elastic behavior during buckling of the diagonal. Gussets design criteria include stiffness and resistance. A method for assessing the actual rigidity and resistance of the gussets has been proposed to obtain representative values for the evaluation of the compressive strength of the diagonals. Proposed methods for the diagonal and assemblies design have been validated using detailed finite element analysis performed with the Abaqus software for two different assemblies and a ductile fuse diagonal. The first assembly is a centered gusset aligned with the diagonal, while the second is a simple shear eccentric bolted connection. The results confirmed that the proposed design methods are conservative and reflect the actual behavior of the diagonal and assembly. The traction forces in the assembly bolts were studied in detailed analyzes. For the studied assemblies, the traction force in the bolt does not increase during buckling of the diagonal.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	III
REMERCIEMENTS	IV
RÉSUMÉ.....	V
ABSTRACT	VIII
TABLE DES MATIÈRES	X
LISTE DES TABLEAUX.....	XVII
LISTE DES FIGURES.....	XIX
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	XXXIII
LISTE DES ANNEXES.....	XL
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Problématique.....	1
1.2 Objectifs et portée de l'étude	6
1.3 Méthodologie	7
1.4 Organisation du mémoire	8
CHAPITRE 2 REVUE DE LA LITTÉRATURE ET DE LA PRATIQUE	9
2.1 Nomenclature	9
2.1.1 Nomenclature générale.....	9
2.1.2 Modes de rupture par instabilité en compression.....	10
2.2 Contreventements concentriques modérément ductiles MD avec diagonales faites de profilés tubulaires	15
2.2.1 Comportement global sous charges sismiques.....	16
2.2.1.1 Conception parasismique des diagonales de contreventements concentriques..	17

2.2.1.2	Conception par capacité selon CSA S16.....	18
2.2.1.3	Introduction de l'usage des fusibles	19
2.2.2	Caractéristiques des profilés tubulaires	21
2.2.2.1	Rapport d'élancement des parois	22
2.2.2.2	Élancement global de la diagonale.....	22
2.3	Stabilité des diagonales	22
2.3.1	Paramètres d'influence	22
2.3.2	Modèles analytiques	23
2.3.3	Conditions d'extrémité des diagonales	25
2.4	Assemblages d'extrémité	26
2.4.1	Plastification progressive des sections	27
2.4.2	Modes de rupture en compression des assemblages	30
2.4.2.1	Aucune excentricité dans l'assemblage d'extrémité de la diagonale.....	30
2.4.2.2	Présence d'une excentricité dans l'assemblage d'extrémité de la diagonale	32
2.4.3	Géométrie des goussets d'assemblage	45
2.5	Modélisation numérique.....	47
2.5.1	OpenSees	48
2.5.2	Abaqus.....	50
2.5.2.1	Modélisation des profilés tubulaires HSS	50
2.5.2.2	Modélisation des assemblages boulonnés :	53
CHAPITRE 3 ANALYSE DE LA STABILITÉ DE LA DIAGONALE DE CONTREVENTEMENT		55
3.1	Introduction	55
3.2	Méthodologie	56
3.3	Modèles simplifiés de l'étude analytique.....	57

3.3.1	Caractéristiques des modèles	57
3.3.1.1	Défaut de rectitude	58
3.3.1.2	Contraintes résiduelles	58
3.3.2	Modèles de base	59
3.3.2.1	Équations théoriques de la stabilité	59
3.3.2.2	Résistance en compression.....	60
3.3.3	Modèle (c_{PL})	62
3.3.3.1	Équations théoriques de la stabilité	62
3.3.3.2	Résistance en compression.....	63
3.3.3.3	Longueur effective	64
3.3.4	Modèle (e_{PL})	65
3.3.4.1	Équations théoriques de la stabilité	65
3.3.4.2	Résistance en compression.....	66
3.3.5	Modèle ($c_{PL} - e_{PL}$)	67
3.3.5.1	Équations théoriques de la stabilité	68
3.3.5.2	Résistance en compression.....	68
3.3.6	Validation et limites des modèles analytiques	71
3.3.6.1	Validation avec analyses par éléments finis.....	71
3.3.6.2	Limites du modèle	72
3.4	Étude paramétrique sur l'influence du gousset sur la résistance en compression de la diagonale	73
3.4.1	Paramètres de l'étude	74
3.4.2	Modélisation par éléments finis	74
3.4.3	Résultats	75
3.4.3.1	Distribution des efforts de flexion.....	75

3.4.3.2	Résistance en compression.....	77
3.4.4	Conclusion de l'étude paramétrique sur l'influence des goussets sur la stabilité des diagonales.....	82
3.5	Conclusion.....	82
CHAPITRE 4 ÉTUDE PARAMÉTRIQUE SUR LE COMPORTEMENT DES ENSEMBLES D-A.....		84
4.1	Introduction	84
4.1.1	Portée.....	84
4.2	Méthodologie	85
4.3	Propriétés des modèles	87
4.3.1	Caractéristiques des diagonales.....	87
4.3.2	Dimensionnement des assemblages	89
4.3.3	Caractéristiques des assemblages.....	91
4.3.3.1	Propriétés des assemblages	91
4.3.3.2	Comparaison des assemblages	91
4.3.4	Modélisation par éléments finis (OpenSees).....	95
4.3.4.1	Diagonales	96
4.3.4.2	Assemblages.....	96
4.4	Résultats	98
4.4.1	Comportement des ensembles D-A.....	98
4.4.1.1	Diagrammes de moments	99
4.4.1.2	Flambement des diagonales	104
4.4.2	Modes de rupture.....	108
4.4.2.1	Excentricité.....	110
4.4.2.2	Rapport c_G/c_{PL}	112

4.4.2.3	Résistance du gousset.....	113
4.4.2.4	Plastification des plaques de transfert	118
4.4.3	Validation des résultats	119
4.4.4	Discussion supplémentaire.....	121
4.4.4.1	Mode de rupture B : Mécanisme à 3 rotules	121
4.4.4.2	Mode de rupture E : Instabilité dans la plaque de transfert.....	123
4.5	Optimisation des goussets présentant des modes de rupture inadéquats	124
4.5.1	Méthodologie	125
4.5.2	Résultats	126
4.5.2.1	Rigidité rotationnelle des goussets c_G/c_{PL}	126
4.5.2.2	Résistance du gousset.....	127
4.5.2.3	Résistance en compression des diagonales	129
4.5.2.4	Résistance probable en compression des diagonales	133
4.6	Conclusions	136
CHAPITRE 5	ÉTUDE DE LA RÉSISTANCE EN COMPRESSION DES DIAGONALES.....	138
5.1	Introduction	138
5.2	Modèle analytique incluant la plastification des plaques de transfert ($c_{PL-eff} - e_{PL}$) ...	139
5.2.1	Méthodologie	140
5.2.2	Validation du modèle analytique.....	143
5.3	Équation proposée pour la conception	143
5.3.1	Méthodologie	143
5.3.2	Coefficient d'ajustement α , n_1 et n_2	146
5.3.2.1	Diagonales sans fusible (NF)	146
5.3.2.2	Diagonales avec fusible (F).....	147

5.3.3	Coefficient d'ajustement γ	148
5.4	Résistance probable de la diagonale en compression.....	150
5.5	Conclusion.....	153
CHAPITRE 6 ÉTUDE DE LA RÉSISTANCE EN COMPRESSION ET FLEXION DE L'ASSEMBLAGE BOULONNÉ EN CISAILLEMENT SIMPLE.....		154
6.1	Plaque de transfert.....	154
6.1.1	Critères de conception des plaques de transfert	155
6.1.1.1	Flambement de la plaque de transfert	155
6.1.1.2	Instabilité avec la présence de 2 rotules dans la plaque de transfert	155
6.2	Gousset d'assemblage	156
6.2.1	Influence de la géométrie du gousset	156
6.2.1.1	Description des géométries étudiées	157
6.2.1.2	Description des paramètres numériques.....	161
6.2.1.3	Résultats	162
6.2.1.4	Méthode d'évaluation de la rigidité et de la résistance des goussets d'assemblages.....	168
6.2.2	Critères de conception des goussets d'assemblage	171
6.2.2.1	Rigidité rotationnelle des goussets c_G/c_{PL}	172
6.2.2.2	Résistance des goussets.....	174
6.2.2.3	Mécanisme à 3 rotules.....	175
6.3	Conclusions	176
CHAPITRE 7 VALIDATION DE LA CONCEPTION DE LA DIAGONALE DE CONTREVENTEMENT ET DES ASSEMBLAGES		177
7.1	Introduction	177
7.2	Méthodologie	177

7.3	Propriétés des modèles	178
7.3.1.1	Caractéristiques	178
7.3.2	Détails de la conception	180
7.3.2.1	Conception de la diagonale avec gousset d'extrémité seulement	180
7.3.2.2	Conception de la diagonale ayant des assemblages boulonnés en cisaillement simple.....	181
7.3.3	Modélisation par éléments finis	184
7.4	Résultats	186
7.4.1	Mode de rupture	187
7.4.2	Résistance en compression.....	189
7.4.3	Efforts dans les boulons de l'assemblage boulonné.....	191
7.5	Conclusion.....	191
CHAPITRE 8	CONCLUSION	193
8.1	Conclusion.....	193
8.1.1	Analyse de la stabilité de la diagonale	193
8.1.2	Étude paramétrique sur le comportement des ensembles D-A	194
8.1.3	Étude de la résistance en compression de la diagonale	197
8.1.4	Étude de la résistance en compression des assemblages	198
8.1.5	Validation de la méthode de conception de l'ensemble D-A.....	199
8.2	Recommandations	200
BIBLIOGRAPHIE	202
ANNEXES	208

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 4-1: Description des propriétés, de la résistance nominale C_n et des résistances probables C_u , T_u et T_{u-F} des diagonales.....	89
Tableau 4-2: Paramètres spécifiques des assemblages des modèles OpenSees.....	97
Tableau 4-3: Modes de rupture observés dans l'étude paramétrique	109
Tableau 5-1: Caractéristiques des assemblages excentrés en cisaillement simple des courbes de résistance en compression des diagonales sans fusible (NF)	144
Tableau 5-2: Caractéristiques des assemblages excentrés en cisaillement simple des courbes de résistance en compression des diagonales avec fusible (F).....	145
Tableau 5-3: Valeurs des coefficients α , n_1 et n_2 pour les diagonales sans fusible (NF)	146
Tableau 5-4: Valeurs des coefficients α , n_1 et n_2 pour les diagonales avec fusible (F)	147
Tableau 5-5: Coefficients d'ajustement γ pour les diagonales sans fusible (NF)	149
Tableau 5-6: Coefficients d'ajustement γ pour les diagonales avec fusible (F).....	149
Tableau 5-7: Facteur f pour l'équation [5-13] de la résistance en compression probable C_u^* pour les diagonales sans fusible (NF) et avec fusible (F).....	152
Tableau 6-1: Dimensions et propriétés des modèles étudiés.....	159
Tableau 7-1: Caractéristiques des diagonales et des assemblages	179
Tableau 7-2 : Résultats des modèles numériques Abaqus	187
Tableau A-1: Propriétés des profilés tubulaires HSS validés par OpenSees	209
Tableau A-2: Caractéristiques des différents modèles de validation	209
Tableau A-3: Paramètres spécifiques des modèles OpenSees	211
Tableau A-4: Résistances en compression $P/(A_{HSS} \cdot F_y)$ des modèles analytiques et des modèles par éléments finis : Modèle de base et Modèle (c_{PL})	212
Tableau A-5: Résistances en compression $P/(A_{HSS} \cdot F_y)$ des modèles analytiques et des modèles par éléments finis : Modèle (e_{PL}) et Modèle ($c_{PL}-e_{PL}$)	212

Tableau G-1 : Comparaison des modes de rupture	265
Tableau G-2 : Résultats des modèles faits d'un HSS 127x127x8,0 et ayant un élancement KL/r=92	274
Tableau G-3 : Résultats des modèles faits d'un HSS 89x89x8,0 et ayant un élancement KL/r=123	275
Tableau G-4 : Résultats des modèles faits d'un HSS 102x102x6,4 et ayant un élancement KL/r=150	275
Tableau G-5 : Résultats des modèles faits d'un HSS 114x114x6,4 et ayant un élancement KL/r=190	276
Tableau I-1: Caractéristiques des assemblages des modèles numériques de la validation	291
Tableau I-2: Résultats de la validation du modèle analytique (NF) avec le logiciel par éléments finis OpenSees	292
Tableau I-3: Résultats de la validation du modèle analytique (F) avec le logiciel par éléments finis OpenSees	295

LISTE DES FIGURES

Figure 1-1: Composantes de l'ensemble D-A : a) Vue en élévation ; b) Vue en plan ; c) Vue en plan de la rotation plastique après le flambement de la diagonale soumise à un effort axial de compression.....	3
Figure 1-2: Assemblage boulonné en cisaillement simple (Source : Lainco inc.).....	4
Figure 1-3 : Assemblage boulonné en cisaillement simple : a) distance libre égale à deux fois l'épaisseur du gousset à l'extrémité libre de la plaque de transfert dans le gousset ; b) distance libre égale à deux fois l'épaisseur de la plaque de transfert dans la plaque de transfert.....	5
Figure 1-4: Rupture par instabilité de l'assemblage du centre de la diagonale en X de (Gélinas et al., 2012).....	6
Figure 2-1: Orientation du défaut de rectitude de l'ensemble D-A; a) Défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$; b) Défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$	11
Figure 2-2: Mode de rupture A - flambement de la diagonale ; a) Déformation hors-plan négative du profilé HSS ; b) Déformation hors-plan positive du profilé HSS ; <i>Note : les rotules plastiques sont encerclées en rouge</i>	12
Figure 2-3: Mode de rupture B - Mécanisme à 3 rotules ; <i>Note : les rotules plastiques sont encerclées en rouge</i>	13
Figure 2-4: Mode de rupture C - Rotules localisées dans les goussets et déformation hors-plan du HSS positive ; <i>Note : les rotules plastiques sont encerclées en rouge</i>	13
Figure 2-5: Mode de rupture D - Rotules localisées dans les goussets et déformation hors-plan du HSS négative ; <i>Note : les rotules plastiques sont encerclées en rouge</i>	14
Figure 2-6: Mode de rupture E – Instabilité de la plaque de transfert (Fang et al., 2015) ; <i>Note : les rotules plastiques sont encerclées en rouge</i>	14
Figure 2-7: Modes de rupture possibles dans un assemblage sans déplacement latéral de la diagonale (Kitipornchai et al., 1993).....	15
Figure 2-8: Comportement non-linéaire d'une diagonale de contreventement (Tremblay, 2013).16	

Figure 2-9: Cisaillement à la base (Koboevic, 2013).....	18
Figure 2-10: Combinaison de chargement pour la conception par capacité (Tremblay, 2013) : a) Forces appliquées au SRFL , b) Charges développées lors du flambement des diagonales , c) Charges développées lors du post-flambement des diagonales.	19
Figure 2-11: Comportement des diagonales : a) sans fusible ductile ; b) avec fusibles ductiles (Kassis et al. 2008)	20
Figure 2-12: Modèle analytique tiré de l'article de Razzaq et al. (1985) ayant un défaut de rectitude bidirectionnel et des extrémités semi-rigides élastiques et non-linéaires	24
Figure 2-13: Modèle analytique tiré de l'étude de Papadrakakis et la. (1988) considérant plusieurs imperfections telles que l'excentricité, les encastremements semi-rigides non-linéaires et les défauts de rectitude.....	25
Figure 2-14: Assemblages en cisaillement simple dans les diagonales de contreventements en X en acier étudiés par Gélinas (2013). a) Assemblage au centre ; b) Assemblage d'extrémité	26
Figure 2-15: Distribution des contraintes et des déformations pour une section rectangulaire plastifiée en compression (Moses, 1964)	27
Figure 2-16: Distribution des contraintes et des déformations pour une section rectangulaire plastifiée en compression et en traction (Moses, 1964)	28
Figure 2-17: Diagonale de contreventement n'ayant aucune excentricité au niveau de l'assemblage - Profilé tubulaire HSS fendu où le gousset est inséré et soudé aux parois du tube (Beaulieu et al., 2010)	31
Figure 2-18: Présentation de la largeur effective de Whitmore pour différentes configurations de goussets (Beaulieu et al., 2010).....	31
Figure 2-19: Présentation des longueurs L_1 à L_3 pour le calcul de la résistance en compression du gousset (Beaulieu et al., 2010)	32
Figure 2-20: Schéma illustrant les assemblages inadéquats en compression tiré du mémorandum technique No.5 de 1985 ICCA	33
Figure 2-21: Modes de rupture en compression d'une diagonale avec assemblage boulonné en cisaillement simple et gousset excentrique (Kitipornchai et al., 1993) : a) flambement global	

en flexion de la diagonale ; b) flambement de l'assemblage sans déplacement latéral de la diagonale; c) mode d'instabilité avec un déplacement latéral de la diagonale	34
Figure 2-22: Modèle utilisé pour évaluer la résistance de l'assemblage boulonné en compression où aucun déplacement latéral de la diagonale ne se produit (Kitipornchai et al., 1993).....	35
Figure 2-23: Modes de rupture possibles pour des assemblages où le déplacement latéral de la diagonale est empêché (Kitipornchai et al., 1993)	36
Figure 2-24: Montage expérimental (Kitipornchai et al., 1993)	36
Figure 2-25: Modes de rupture où un déplacement latéral de la diagonale se produit (Khoo et al., 2010).....	37
Figure 2-26: a) Mécanisme à 2 rotules plastiques représentant le mode de rupture où un déplacement latéral de la diagonale est attendu ; b) Assemblage typique de l'étude de (Khoo et al., 2010).....	38
Figure 2-27: Modèle proposé par Packer et al. (2010) pour le calcul de la résistance au flambement de l'assemblage.....	40
Figure 2-28: Modes de rupture principaux de l'étude paramétrique de Fang et al. (2015); a) Mode d'instabilité à trois rotules plastiques dans les assemblages (Mode de rupture B) ; b) Développement de 2 rotules plastiques dans la plaque de transfert (Mode de rupture E) ; c) Flambement du gousset.	42
Figure 2-29: Modèles simplifiés utilisés pour le calcul des résistances des assemblages (Fang et al., 2015) ; a) Mécanisme à trois rotules dans les assemblages (Mode de rupture B) ; b) Présence de deux rotules plastiques dans la plaque de transfert (Mode de rupture E).	42
Figure 2-30: a) Comportement de l'assemblage lors du flambement de la diagonale ; b) Forces de traction développées dans les boulons suite au flambement de la diagonale (St-Onge, 2012)	45
Figure 2-31: Géométries des goussets de l'étude de (Sheng et al., 2002)	46
Figure 2-32: a) Assemblage du centre des contreventements en X ; b) Comparaison des longueurs effectives $g'1$ en fonction des différents angles ω pour l'équation proposée par (Davaran et al., 2014) et les modèles par éléments finis.....	47

Figure 2-33: Discrétisation des fibres sur la section du profilé tubulaire des modèles numériques (Chen et al., 2013)	50
Figure 2-34: Vue agrandie du maillage utilisé dans le modèle numérique de (R. Zhao, 2005) au niveau de l'ouverture du profilé tubulaire.....	51
Figure 2-35: Maillage et conditions frontières du modèle numérique (Ching-Yi et al., 2010)	52
Figure 2-36: Comparaison des spécimens expérimentaux et des modèles numériques lors du flambement de la diagonale (Ching-Yi et al., 2010) ; a) Voilement local du HSS ; b) Distribution des contraintes dans le gousset ; c) Déformation hors-plan du gousset.....	52
Figure 2-37: Schéma représentant les diagonales des simulations numériques (Haddad et al., 2011).....	53
Figure 2-38: Représentation typique du modèle numérique du gousset (Sheng et al., 2002).....	53
Figure 2-39: Vue du maillage typique de l'assemblage boulonné (Ju et al., 2004).....	54
Figure 3-1 : Modèle de base.....	59
Figure 3-2: Résistances en compression de la diagonale pour le modèle de base.	61
Figure 3-3: Modèle (c_{PL})	62
Figure 3-4: Courbes de la résistance en compression du modèle (c_{PL}) pour différentes rigidités rotationnelles élastiques des ressorts	63
Figure 3-5: Coefficient de longueur effective K en fonction de la rigidité des ressorts élastiques c_{PL} aux extrémités de la diagonale	64
Figure 3-6: Modèle (e_{PL})	65
Figure 3-7 : Courbes de la résistance en compression du modèle (e_{PL}) pour différents ratios d'excentricité $e_{PL}(d_{HSS}/2)/r^2$	67
Figure 3-8: Modèles ($c_{PL} - e_{PL}$)	68
Figure 3-9: Courbes de résistance en compression du modèle ($c_{PL}-e_{PL}$) pour différentes rigidités rotationnelles élastiques des ressorts et un ratio d'excentricité $e_{PL}(d_{HSS}/2)/r^2$ égal à 0,25	69
Figure 3-10 : Courbes de résistance en compression du modèle ($c_{PL}-e_{PL}$) pour différentes rigidités rotationnelles élastiques des ressorts et un ratio d'excentricité $e_{PL}(d_{HSS}/2)/r^2$ égal à 0,50	69

Figure 3-11 : Courbes de résistance en compression du modèle (c_{PL} - e_{PL}) pour différentes rigidités rotationnelles élastiques des ressorts et un ratio d'excentricité $e_{PL}(d_{HSS}/2)/r^2$ égal à 0,75.....	70
Figure 3-12: Rigidités rotationnelles élastiques c_{PL} nécessaires pour atteindre la résistance en compression prescrite par la norme CSA S16 pour des ratios d'excentricité égaux à 0,25, 0,5 et 0,75	71
Figure 3-13: Résistances compression $P/(A_{HSS} \cdot F_y)$ des modèles analytiques et des modèles par éléments finis : a) Modèle de base; b) Modèle (c_{PL}); c) Modèle (e_{PL}) et d) Modèle (c_{PL} - e_{PL})	72
Figure 3-14: Modèle (c_{PL} - e_{PL} - c_G)	73
Figure 3-15: Distribution des efforts de flexion typiques dans le système ; a) DM1 ; b) DM2.....	76
Figure 3-16: Résistance en compression des modèles par éléments finis ayant un ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ égal à 0,2 pour les rigidités élastiques des plaques de transfert égales à: a) $c_{PL} = 0,5(EI/L)_{HSS}$; b) $c_{PL} = 1,0(EI/L)_{HSS}$ et c) $c_{PL} = 3,0(EI/L)_{HSS}$	77
Figure 3-17: Résistances en compression des modèles par éléments finis ayant un ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ égal à 0,4 pour les rigidités élastiques des plaques de transfert égales à: a) $c_{PL} = 0,5(EI/L)_{HSS}$; b) $c_{PL} = 1,0(EI/L)_{HSS}$ et c) $c_{PL} = 3,0(EI/L)_{HSS}$	78
Figure 3-18 : Résistances en compression des modèles par éléments finis ayant un ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ égal à 0,6 pour les rigidités élastiques des plaques de transfert égales à: a) $c_{PL} = 0,5(EI/L)_{HSS}$; b) $c_{PL} = 1,0(EI/L)_{HSS}$ et c) $c_{PL} = 3,0(EI/L)_{HSS}$	78
Figure 3-19 : Résistances en compression des modèles par éléments finis ayant un ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ égal à 0,8 pour les rigidités élastiques des plaques de transfert égales à: a) $c_{PL} = 0,5(EI/L)_{HSS}$; b) $c_{PL} = 1,0(EI/L)_{HSS}$ et c) $c_{PL} = 3,0(EI/L)_{HSS}$	79
Figure 3-20: Pourcentages d'écart entre les résistances en compression des modèles par éléments finis (c_{PL} - e_{PL} - c_G) et celles des modèles analytiques (c_{PL} - e_{PL})	81
Figure 4-1: Convention de signes pour les diagrammes de moments et les défauts de rectitude (vue en plan de l'ensemble D-A).	86
Figure 4-2: Élancements et ratios b_e/t_{HSS} des profilés étudiés dans l'étude de cas	88
Figure 4-3: Définition de l'assemblage de l'ensemble D-A	90

Figure 4-4: a) Rapport A_{PL}/A_{HSS} en fonction des rapports c_{PL}/c_{HSS} des modèles d'étude; b) Rapports A_{PL}/A_{HSS} en fonction des rapports I_{PL}/I_{HSS}	92
Figure 4-5: Rapports c_{PL}/c_{HSS} en fonction du coefficient d'élancement $(KL/r)_{HSS}$ (où $K=1,0$).....	93
Figure 4-6: a) Ratios d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ en fonction du coefficient d'élancement $(KL/r)_{HSS}$ (où $K = 1,0$); b) Ratios t_{PL}/e_{PL} en fonction du ratio b_{PL}/d_{HSS}	94
Figure 4-7: a) Rapport de la largeur de la plaque de transfert sur la largeur du profilé tubulaire b_{PL}/d_{HSS} en fonction du rapport des inerties de la plaque de transfert et du profilé tubulaire I_{PL}/I_{HSS} ; b) Rapport de la rigidité élastique de la plaque de transfert sur la rigidité du profilé tubulaire c_{PL}/c_{HSS} en fonction du rapport des inerties de la plaque de transfert et du profilé tubulaire I_{PL}/I_{HSS}	94
Figure 4-8: Rapport de la rigidité des goussets sur la rigidité des plaques de transfert c_G/c_{PL} : a) Diagonales NF ; b) Diagonales F.	95
Figure 4-9: Détail de la modélisation des assemblages dans les modèles par éléments finis OpenSees	97
Figure 4-10: Distribution des fibres sur les sections de la plaque de transfert et du gousset.....	97
Figure 4-11: a) Légende des diagrammes de moments; b) Description des segments des diagrammes de moments.	100
Figure 4-12: Diagrammes des moments - Défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-) = -0,002 L_{HSS}$	101
Figure 4-13: Diagrammes des moments - Aucun défaut de rectitude $\Delta_o = 0$	102
Figure 4-14: Diagrammes des moments - Défaut de rectitude positif $\Delta_o(+) = +0,002 L_{HSS}$	103
Figure 4-15: Contraintes axiales à la fibre supérieure $\sigma_{HSS(+)}$ à la mi-longueur des diagonales NF et F pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$ et une limite élastique probable $R_y F_y$ égale à 460 MPa.....	105
Figure 4-16: Contraintes axiales aux fibres extrêmes à la mi-longueur des diagonales NF et F pour les modèles ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$ et une limite élastique probable $R_y F_y$ égale à 460 MPa : a) $\sigma_{HSS(+)}$; b) $\sigma_{HSS(-)}$	107

- Figure 4-17: Modes de rupture en fonction du ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ et de l'élancement $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F..... 111
- Figure 4-18: Modes de rupture en fonction du ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ et de l'élancement $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F..... 111
- Figure 4-19: Rapport des rigidités rotationnelles élastiques du gousset et de la plaque de transfert c_G/c_{PL} en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F..... 112
- Figure 4-20: Rapport des rigidités rotationnelles élastiques du gousset et de la plaque de transfert c_G/c_{PL} en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F..... 113
- Figure 4-21: Rapport $M_{y-G-axial}/M_{p-PL-axial}$ en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les diagonales ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales sans fusible NF ; b) Diagonales avec fusible F 115
- Figure 4-22: Rapport $M_{y-G-axial}/M_{p-PL-axial}$ en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les diagonales ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$: a) Diagonales sans fusible NF ; b) Diagonales avec fusible F 116
- Figure 4-23: Rapport $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F..... 117
- Figure 4-24: Rapport $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F..... 117
- Figure 4-25: Résultats de l'équation de superposition des contraintes appliquée pour les plaques de transfert lors de l'atteinte de la charge axiale maximale pour les diagonales ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonale F..... 118
- Figure 4-26 : Résultats de l'équation de superposition des contraintes appliquée pour les plaques de transfert lors de l'atteinte de la charge axiale maximale pour les diagonales ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F 119

- Figure 4-27: Modèles numériques analysés avec le logiciel Abaqus : a-c) Géométrie typique des modèles ; d) Maillage typique des modèles. 120
- Figure 4-28 : Comparaison de la charge axiale maximale en compression P des modèles numériques ayant subi le mode de rupture B avec les résistances P_u proposées par (Khoo et al., 2010), (Packer et al., 2010) et (Fang et al., 2015) ; a) Défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$; b) Défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$ 122
- Figure 4-29: Comparaison de la charge axiale maximale en compression P des modèles numériques ayant subi le mode de rupture E avec les résistances P_u proposées par Fang et al. (2015) ; a) Défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$; b) Défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$ 124
- Figure 4-30: Rapport des rigidités rotationnelles élastiques du gousset et de la plaque de transfert c_G/c_{PL} en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F..... 127
- Figure 4-31: Rapport des rigidités rotationnelles élastiques du gousset et de la plaque de transfert c_G/c_{PL} en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F..... 127
- Figure 4-32: Rapport $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F..... 128
- Figure 4-33: Rapport $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F..... 128
- Figure 4-34: Charge axiale maximale P atteinte par les diagonales ($F_{y-HSS} = 345$ MPa) ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$; a) Diagonales NF ; b) Diagonales F 129
- Figure 4-35 : Rapport P/C_n de la charge axiale maximale atteinte et de la résistance en compression nominale de la norme CSA S16 pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F..... 130
- Figure 4-36: Charge axiale maximale P atteinte par les diagonales ($F_{y-HSS} = 345$ MPa) ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$; a) Diagonales NF ; b) Diagonales F 131

Figure 4-37: Rapport P/C_n de la charge axiale maximale atteinte et de la résistance en compression nominale de la norme CSA S16 pour les modèles ayant une déformée initiale positif $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F	131
Figure 4-38: Rapport P/C_n en fonction des ratios d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ et des rigidités rotationnelles élastiques des plaques de transfert c_{PL} pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F	132
Figure 4-39: Rapport P/C_n en fonction des ratios d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ et des rigidités rotationnelles élastiques des plaques de transfert c_{PL} pour les modèles ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F	133
Figure 4-40: Charge axiale maximale P atteinte par les diagonales ($R_y F_{y-HSS} = 460$ MPa) ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F	134
Figure 4-41: Rapport P/C_n de la charge axiale maximale atteinte et de la résistance en compression nominale de la norme CSA S16 pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F	134
Figure 4-42: Charge axiale maximale P atteinte par les diagonales ($R_y F_{y-HSS} = 460$ MPa) ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F	135
Figure 4-43: Rapport P/C_n de la charge axiale maximale atteinte et de la résistance en compression nominale de la norme CSA S16 pour les modèles ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F	136
Figure 5-1: Modèle ($c_{PL-eff} - e_{PL}$)	140
Figure 5-2: Courbes de résistance en compression pour la conception des diagonales sans fusible (NF)	147
Figure 5-3: Courbes de résistance en compression pour la conception des diagonales avec fusible (F)	148
Figure 5-4: Rigidité effective tangentielle des plaques de transfert $c_{PL-eff-tan}$ lors de l'atteinte de la résistance en compression des modèles analytiques ($c_{PL(eff)} - e_{PL}$) définis aux tableaux 5-1 et 5-2	150

Figure 5-5: Rapport P/C_u de la charge axiale maximale atteinte et de la résistance probable en compression de la norme CSA S16 (CSA, 2009) en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les diagonales ayant un défaut de rectitude négatif (\diamond) et positifs (o) : a) Diagonales sans fusible (NF) ; b) Diagonales avec fusible (F) <i>Note : les lignes noires horizontales donnent la valeur du facteur d'ajustement f</i>	152
Figure 6-1: a) Descriptions des variables des goussets étudiés ; b) Dimensions typiques des goussets de l'étude d'influence de la géométrie (90deg-Ref.)	158
Figure 6-2 : Caractéristiques des géométries	159
Figure 6-3: Géométries des goussets ayant un angle de 30°	160
Figure 6-4: Géométries des goussets ayant un angle de 45°	160
Figure 6-5: Géométries des goussets ayant un dans le 60°	161
Figure 6-6: Géométries des goussets ayant un angle de 90°	161
Figure 6-7: Zones de plastification des goussets ayant un angle de 30°	163
Figure 6-8: Zones de plastification des goussets ayant un angle de 45°	164
Figure 6-9: Zones de plastification des goussets ayant un angle de 60°	165
Figure 6-10: Zones de plastification des goussets ayant un angle de 90°	165
Figure 6-11: Goussets à 30° ; a) $c_{(FE)}/c_{G(eff)}$; b) $M_{G(FE)}/M_{p-G(eff)}$	167
Figure 6-12: Goussets à 45° ; a) $c_{(FE)}/c_{G(eff)}$; b) $M_{G(FE)}/M_{p-G(eff)}$	167
Figure 6-13: Goussets à 60° ; a) $c_{(FE)}/c_{G(eff)}$; b) $M_{G(FE)}/M_{p-G(eff)}$	167
Figure 6-14: Goussets à 90° ; a) $c_{(FE)}/c_{G(eff)}$; b) $M_{G(FE)}/M_{p-G(eff)}$	167
Figure 6-15: Résumé comparatif des modèles numériques et de la méthode d'évaluation de la section 6.2.1.4 ; a) Rapports $c_{G(FE)}/c_{G(eff)}$; b) Rapports $M_{p-G(FE)}/M_{p-G(eff)}$	168
Figure 6-16: Dimensions L_{T-1} , L_{T-2} et $b_{G(eff)}$ pour les goussets supportés par la poutre et la colonne	169
Figure 6-17: Dimensions L_{T-1} , L_{T-2} et $b_{G(eff)}$ pour les goussets supportés par la poutre ou la colonne	169

Figure 6-18: Critères de rigidité c_G/c_{PL} proposés pour la conception des goussets d'assemblage ;

a) Diagonales sans fusible (NF) ; b) Diagonales avec fusible (F) *Note : les valeurs pour un défaut de rectitude négatif sont représentées par des losanges (\diamond) alors que les valeurs pour un défaut de rectitude positif sont représentés par des cercles (o).* 173

Figure 6-19: Critères de résistance en flexion $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ proposés pour la conception des

goussets d'assemblage ; a) Diagonales sans fusible (NF) ; b) Diagonales avec fusible (F) *Note : les valeurs pour un défaut de rectitude négatif sont représentées par des losanges (\diamond) alors que les valeurs pour un défaut de rectitude positif sont représentés par des cercles (o).* 175

Figure 7-1: Caractéristiques du gousset de l'assemblage soudé et centré (mm) : a) Dimensions de

la diagonale et du gousset, b) Dimensions L_{Whit} et L_1, L_2, L_3 ; c) Dimensions du gousset.. 181

Figure 7-2 : Caractéristiques de l'assemblage boulonné excentré en cisaillement simple (mm) ; a)

Vue d'ensemble ; b) Plaque de transfert ; c) Dimensions du gousset ; d) Largeur de Whitmore L_{Whit} et longueur de flambement du gousset L_m ; e) Dimensions $b_{G(eff)}$, L_{r-1} et L_{r-2} 183

Figure 7-3 : Maillage des modèles numériques ; a) Gousset centré ; b) Assemblage boulonné en

cisaillement simple ; c) Boulon 185

Figure 7-4: Diagonale ayant un gousset centré ($R_y F_y = 460$ MPa) ; a) À l'atteinte de la résistance

maximale P_{max} ; b) À l'atteinte de la rotule plastique complète à $\epsilon = 0.0025$ mm/mm ; *Note : les unités sont kN/mm^2* 187

Figure 7-5 : Diagonale ayant un assemblage boulonné en cisaillement simple et un défaut de

rectitude négatif ($R_y F_y = 460$ MPa) lors de l'atteinte de la résistance maximale P_{max} : a) Assemblage boulonné en cisaillement simple ; b) Déformée hors-plan de la diagonale ; *Note : les unités sont kN/mm^2* 188

Figure 7-6 : Diagonale ayant un assemblage boulonné en cisaillement simple et un défaut de

rectitude positif ($R_y F_y = 460$ MPa) lors de l'atteinte de la résistance maximale P_{max} : a) Assemblage boulonné en cisaillement simple ; b) Déformée hors-plan de la diagonale ; *Note : les unités sont kN/mm^2* 189

Figure 7-7: Courbes de la charge axiale en fonction de la déformation ϵ ; a) P/C_n pour les modèles numérique ayant une limite élastique F_y de 345 MPa ; b) P/C_u pour les modèles numériques ayant une limite élastique $R_y F_y$ de 460 MPa	190
Figure A-1: Distribution des fibres sur la section du profilé HSS	210
Figure A-2: Résistances compression $P/(A_{HSS} \cdot F_y)$ des modèles analytiques et des modèles par éléments finis : a) Modèle de base ; b) Modèle (c_{PL}) ; c) Modèle (e_{PL}) et d) Modèle ($c_{PL}-e_{PL}$)	213
Figure B-1: Mode de rupture de la plastification sur l'aire brute	215
Figure B-2: Mode de rupture de la cassure au droit de l'assemblage sur l'aire nette	216
Figure B-3: Modes de rupture de la déchirure; 1) Déchirure en traction et cisaillement combiné - Cas 1; b) Déchirure en traction et cisaillement combiné - Cas 2; c) Déchirure en cisaillement seulement	216
Figure B-4: Mode de rupture de la pression diamétrale des boulons	217
Figure B-5: Mode de rupture de décalage en cisaillement; a) Au niveau du profilé HSS; b) Au niveau de la plaque de transfert	218
Figure B-6: Aire nette effective en traction de la plaque de transfert pour le calcul du décalage en cisaillement	218
Figure B-7: Centres de gravité d'une section tubulaire renforcée par des plaques de renfort ...	220
Figure B-8: Modes de rupture en cisaillement des soudures; a) Déchirure en cisaillement seulement; b) Déchirure en traction et cisaillement combiné – Cas 1; c) Déchirure en traction et cisaillement combiné – Cas 2	221
Figure B-9 : Longueur de flambement pour la conception de la plaque de transfert et du gousset	222
Figure G-1 : Déformations et contraintes des modèles numériques lors de l'atteinte de la charge axiale maximale ($KL/r = 92$; HSS 127x127x8,0 ; $\Delta_o(-)$)	266
Figure G-2: Déformations et contraintes des modèles numériques lors de l'atteinte de la charge axiale maximale ($KL/r = 123$; HSS 89x89x8,0 ; $\Delta_o(-)$)	267

Figure G-3: Déformations et contraintes des modèles numériques lors de l'atteinte de la charge axiale maximale ($KL/r = 150$; HSS 102x102x6,4 ; $\Delta_o(-)$)	268
Figure G-4: Déformations et contraintes des modèles numériques lors de l'atteinte de la charge axiale maximale ($KL/r = 190$; HSS 114x114x6,4 ; $\Delta_o(+)$)	269
Figure G-5: Comparaison des résistances en compression des modèles numériques	270
Figure G-6: Comparaison des déformations axiales ε lors de l'atteinte de la résistance en compression des modèles numériques	271
Figure G-7: Comparaison des déformées hors-plan à la mi-longueur du HSS $\Delta_{\text{hors-plan}}$ lors de l'atteinte de la résistance en compression des modèles numériques	271
Figure G-8: Comparaison des efforts de flexion au niveau du gousset M_G lors de l'atteinte de la résistance en compression des modèles numériques	272
Figure G-9: Comparaison des efforts de flexion au niveau de la plaque de transfert M_{PL} lors de l'atteinte de la résistance en compression des modèles numériques	273
Figure G-10: Comparaison des efforts de flexion au niveau de la mi-longueur du profilé HSS M_{HSS} lors de l'atteinte de la résistance en compression des modèles numériques	273
Figure H-1: Déformée hors-plan du profilé tubulaire $\Delta_{\text{hors-plan}}$ lors de l'atteinte de la charge axiale maximale pour les ensembles D-A ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F	277
Figure H-2: Déformée hors-plan du profilé tubulaire $\Delta_{\text{hors-plan}}$ lors de l'atteinte de la charge axiale maximale pour les ensembles D-A ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F	277
Figure I-1: Validation du modèle analytique NF par des modèles d'éléments finis. a) Résistance en compression maximale $P/(A_{HSS}F_y)$; b) Efforts de flexion dans la plaque de transfert M_c lors de l'atteinte de la résistance maximale	293
Figure I-2: Validation de la distribution des contraintes dans la plaque de transfert du modèle analytique par des modèles d'éléments finis OpenSees où les caractéristiques sont typiques des diagonales NF	294

Figure I-3: Validation du modèle analytique F par des modèles d'éléments finis. a) Résistance en compression maximale $P/(A_{HSS}F_y)$; b) Efforts de flexion dans la plaque de transfert M_c lors de l'atteinte de la résistance maximale 295

Figure I-4: Validation de la distribution des contraintes dans la plaque de transfert du modèle analytique par des modèles d'éléments finis OpenSees où les caractéristiques sont typiques des diagonales F 296

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

Δ_o	Défaut de rectitude
μ	Coefficient de friction
A	Aire
a	Épaisseur élastique
a_1	Épaisseur élastique
a_2	Épaisseur plastifiée en compression
A_g	Aire brute
A_G	Aire du gousset
A_{HSS}	Aire du profilé tubulaire HSS
AISC	American Institute of Steel Construction
A_{Mixte}	Aire de la section mixte
A_{PL}	Aire de la plaque de transfert
b	Largeur
b_{el}	Largeur effective d'une paroi pour le calcul du voilement
$b_{G(eff)}$	Largeur effective du gousset
$c_{(FE)}$	Rigidité rotationnelle observée dans le gousset d'assemblage numérique
C_u^*	Résistance probable en compression ajustée
C'_u	Résistance en compression post-flambement de la diagonale
CC	Construction conventionnels
C_f	Effort axial de compression
c_G	Rigidité rotationnelle élastique du gousset
$c_{G(eff)}$	Rigidité rotationnelle élastique du gousset considérant la géométrie

$C_{G(FE)}$	Rigidité rotationnelle élastique du gousset des modèles numériques
C_{HSS}	Rigidité rotationnelle élastique du HSS
C_n	Résistance en compression nominale
$C_{n-Analyt.}$	Résistance en compression nominale de la diagonale calculée selon le modèle analytique
C_{PL}	Rigidité rotationnelle élastique de la plaque de transfert
C_{PL-eff}	Rigidité rotationnelle effective de la plaque de transfert
$C_{PL-eff-sec}$	Rigidité rotationnelle effective sécante de la plaque de transfert
$C_{PL-eff-tan}$	Rigidité rotationnelle effective tangentielle de la plaque de transfert
C_r	Résistance pondérée en compression
$C_{r-Analyt.}$	Résistance en compression de la diagonale calculée selon le modèle analytique
$C_{r-ass.exc.}$	Résistance en compression de la diagonale considérant la présence d'un assemblage boulonné en cisaillement simple
C_{r-G}	Résistance pondérée en compression du gousset
C_u	Résistance probable en compression de la diagonale
D-A	Diagonale-Assemblage
d_b	Diamètre du boulon
d_{HSS}	Dimension de la largeur d'un profilé tubulaire HSS
DM	Distribution de moments
E	Module d'élasticité de l'acier ($E = 200\,000\text{ MPa}$)
e	excentricité
E_b	Pince longitudinale
E_{t-b}	Pince transversale
e_{Mixte}	Excentricité de la section mixte par rapport au centre de gravité de la diagonale

e_{PL}	Excentricité de la plaque de transfert par rapport au centre de gravité de la diagonale
F	Fusible
f	Facteur d'ajustement
F_a	Coefficient d'accélération de l'emplacement
F_{ub}	Limite ultime des boulons
F_y	Limite élastique de l'acier
g_1	Longueur de rotation effective
g_1	Longueur de rotation
g_3	Longueur de rotation
g_{tr}	Longueur de rotation
HSS	Profilés tubulaires
I	Moment d'inertie
I_c	Moment d'inertie des plaques identiques
I_E	Coefficient de risque parasismique
K	Coefficient de longueur effective
L	Longueur
L_1	Longueur du gousset (Figure 2-19)
L_2	Longueur du gousset (Figure 2-19)
L_3	Longueur du gousset (Figure 2-19)
L_{b-PL}	Longueur de flambement effective pour la plaque de transfert
L_c	Longueur de l'assemblage
LD	Ductilité limitée

L_{HSS}	Longueur entre les 2 extrémités du profilé tubulaire HSS (mm)
L_m	Longueur moyenne calculée avec L_1 , L_2 et L_3
L_{ns-G}	Longueur non-supporté du gousset
L_r	Longueur de rotation
L_{r-1}	Longueur entre le coin de la plaque de transfert et la poutre ou colonne
L_{r-2}	Longueur entre le coin de la plaque de transfert et la poutre ou colonne
L_{r-G}	Longueur de rotation du gousset d'assemblage de la diagonale (mm)
$L_{r-G(eff)}$	Longueur de rotation effective du gousset
L_s	Longueur entre les rotules dans la plaque de transfert
L_{sg}	Longueur entre les rotules dans l'assemblage
L_{whit}	Longueur de Whitmore
$M_{(G)p-r}$	Moment plastique du gousset
$M_{(PL)p-r}$	Moment plastique de la plaque de transfert
M1 et M2	Méthode de conception d'ensemble D-A
M_c	Effort de flexion dans les ressorts rotationnels
MD	Modérément ductile
M_{exc}	Effort de flexion causé par l'excentricité
$M_{G(FE)}$	Effort de flexion observé dans les goussets d'assemblage numériques
$M_{L/2}$	Effort de flexion au centre du profilé
M_p	Résistance au moment plastique
M_{p-G}	Résistance nominale au moment plastique du gousset
$M_{p-G(eff)}$	Résistance au moment plastique du gousset d'assemblage considérant l'influence de la géométrie

$M_{p-G(FE)}$	Résistance au moment plastique du gousset d'assemblage numérique
M_{p-HSS}	Résistance nominale au moment plastique du profilé tubulaire HSS
M_{p-iter}	Moment plastique réduit
M_{p-PL}	Résistance nominale au moment plastique de la plaque de transfert
$M_{p-PL-axial}$	Résistance nominale au moment plastique considérant l'influence de la charge axiale
$M_{p-PL-ult}$	Moment plastique ultime développé dans la plaque de transfert
M_{p-r}	Moment plastique dans les rotules
M_{r-G}	Résistance au moment plastique du gousset d'assemblage de la diagonale
M_{r-PL}	Résistance au moment plastique de la plaque de transfert de l'assemblage d'extrémité de la diagonale
M_v	Facteur tenant compte de l'effet des modes supérieurs
$M_{y-G(eff)}$	Moment résistant élastique considérant la géométrie
$M_{y-G-axial}$	Moment résistant élastique considérant l'effort axial
$M_{y-G-axial(eff)}$	Moment résistant élastique considérant l'effort axial et la géométrie du gousset
n	Facteur lié aux contraintes résiduelles
n_1	Coefficient pour le calcul de la résistance en compression $C_{r-ass.exc.}$
n_2	Coefficient pour le calcul de la résistance en compression $C_{r-ass.exc.}$
NF	Sans fusible
Θ	Rotation plastique
Θ_u	Rotation ultime
P	Charge axiale de compression
P_c	Charge critique de flambement élastique
P_{cr}	Charge critique de flambement élastique

P_E	Charge de flambement élastique
P_{\max}	Charge axiale maximale en compression atteinte par un modèle numérique
P_u	Charge axiale ultime
P_y	Charge axiale de plastification
r	Rayon de giration
R_d	Coefficient de modification lié à la ductilité reflétant la capacité d'une structure à disperser l'énergie par comportement non élastique cyclique et inversé
R_o	Coefficient de modification liée à la sur-résistance
$R_y F_y$	Limite élastique probable d'un profilé tubulaire HSS
$S(T)$	Accélération spectrale définie pour un site
S_a	Réponse spectrale de l'accélération avec amortissement de 5%, exprimée par rapport à l'accélération de la pesanteur pendant une période donnée
S_G	Module de section élastique du gousset
SRFL	Système de reprise des forces latérales
t	épaisseur
T	Période d'un bâtiment
T_f	Effort axial de traction
t_{HSS}	Épaisseur du HSS
T_u	Résistance probable en traction de la diagonale
T_{u-F}	Résistance probable du fusible en traction
U	Somme du travail interne
V	Somme du travail externe
V_e	Force sismique latérale minimum de conception pour un bâtiment
V_f	Cisaillement à la base

$v_{L/2}$	Déformée au centre
v_o	Déformée initiale
V_y	Cisaillement à la base au début de la plastification
W	Poids sismique du bâtiment
$Z_{G(\text{eff})}$	Le module de section plastique effectif
Z_{PL}	Module de section plastique de la plaque de transfert
α	Coefficient pour le calcul de la résistance en compression $C_{r-\text{ass.exc.}}$
γ	Facteur d'ajustement
Δ	Déplacement latéral
Δ_u	Charge de compression ultime
Δ_u	Déplacement latéral à l'atteinte de la charge de compression ultime
η	Normalisation
κ	Courbure
λ	Coefficient d'élancement
λ_{Ry}	Facteur d'élancement considérant la limite élastique
σ	Contrainte
σ_y	Contrainte de plastification
ϕ	Coefficient de tenue

LISTE DES ANNEXES

Annexe A – Validation des modèles analytiques du Chapitre 3 par éléments finis.....	208
Annexe B – Dimensionnement des assemblages	215
Annexe C - Caractéristiques des assemblages boulonnés de l'étude paramétrique du Chapitre 4	225
Annexe D - Résultats de l'analyse paramétrique – $F_y = 345$ MPa.....	247
Annexe E - Résultats de l'analyse paramétrique – $R_y F_y = 460$ MPa	253
Annexe F - Modes de rupture des ensembles D-A de l'étude paramétrique (Diagonales ayant une limite élastique probable $R_y F_y = 460$ MPa).....	259
Annexe G - Résultats de la Validation des résultats de l'Étude paramétrique par le logiciel abaqus	262
Annexe H - Résultats de l'étude paramétrique d'optimisation des goussets	277
Annexe I – Validation de la plastification des plaques de transfert du modèle analytique ($c_{PL-eff} -$ e_{PL}).....	291

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Problématique

La conception d'un système de reprise des forces latérales (SRFL) est une étape critique dans la conception structurale des bâtiments situés dans les zones sismiques. Ce système est un élément très important du bâtiment car il assure la sécurité des occupants lors d'un événement sismique important. Dans les charpentes d'acier, les contreventements en acier sont souvent utilisés pour résister aux forces latérales dues aux vents ou aux séismes.

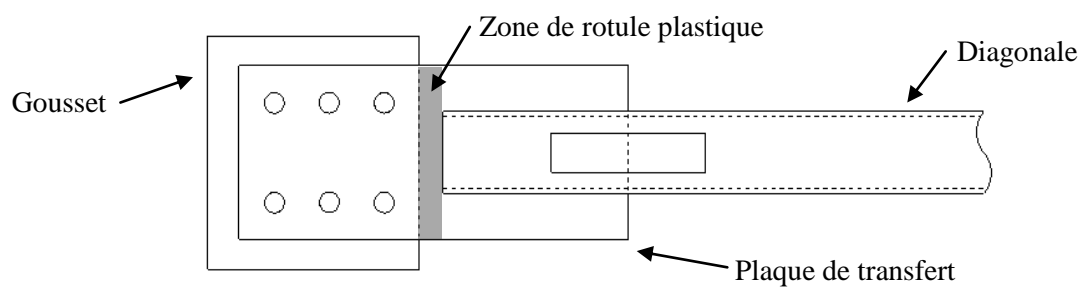
Lors d'un séisme, le mouvement du sol crée l'accélération horizontale des masses de la structure, ce qui induit des forces dans les éléments du SRFL. Le mouvement cyclique du séisme sollicite ainsi les diagonales de contreventements alternativement en compression et en tension. Deux types de contreventements concentriques, spécialement conçus pour résister aux séismes par le biais de déformations inélastiques ductiles, sont permis dans la norme CSA S16 (CSA, 2009) : les systèmes de contreventements modérément ductiles (type MD : $R_d = 3,0$; $R_o = 1,3$) et ceux ayant une ductilité limitée (type LD : $R_d = 2,0$; $R_o = 1,3$). Dans ces deux systèmes, on vise à dissiper l'énergie sismique par des déformations inélastiques dans les membrures diagonales : flambement en compression, qui induit des rotations inélastiques dans des rotules plastiques se formant au centre et aux extrémités des diagonales, et plastification en traction sur la longueur des diagonales. Grâce à la ductilité de ces systèmes, les charges sismiques de conception sont réduites par le facteur R_d . Un comportement ductile des diagonales est obtenu grâce à la grande ductilité de l'acier et à des critères de conception spécifiques de la norme CSA S16 qui visent à éviter la rupture prématurée des diagonales. Dans la norme CSA S16, on applique également les principes de la conception par capacité pour éliminer les modes de rupture non ductiles dans le SRFL, comme la rupture d'un assemblage ou le flambement d'un poteau. Ainsi, pour les assemblages des diagonales, on doit considérer des efforts de conception correspondant à la résistance probable des diagonales en traction et en compression. On doit aussi prévoir un mécanisme dans les assemblages qui permet la rotation lors du flambement des diagonales en compression. Les efforts de conception sont souvent considérables et les détails requis pour la rotation requièrent souvent des assemblages de plus grandes dimensions, ce qui diminue le

bénéfice économique attendu découlant de valeurs élevées du facteur R_d pour le calcul des charges sismiques.

Une troisième catégorie de contreventements concentriques est aussi permise dans la norme CSA S16 : contreventements de type construction conventionnelle (type CC). Ceux-ci sont principalement utilisés dans les structures de moindre hauteur (moins de 15 m). Pour ce type de contreventement, le facteur R_d est réduit à 1.5 mais les exigences imposées à la conception des diagonales et de leurs assemblages sont moins sévères que celles imposées aux contreventements des types MD et LD, car on anticipe des déformations inélastiques moins importantes dans les éléments du SRFL en raison de profilés plus résistants pour reprendre des charges sismiques de conception plus élevées. Pour la majorité des cas, cela permet l'obtention d'assemblages de diagonales plus simples et moins coûteux que pour des contreventements plus ductiles. Dans l'industrie de la fabrication de la charpente d'acier, la proportion du coût de la fabrication des assemblages est importante comparativement au coût total de la charpente. Comme le coût des assemblages des systèmes de contreventements conventionnels est souvent plus faible en raison des règles de conception plus simples et des efforts moindres, ce type de construction est souvent plus économique qu'un système ductile de type MD ou LD.

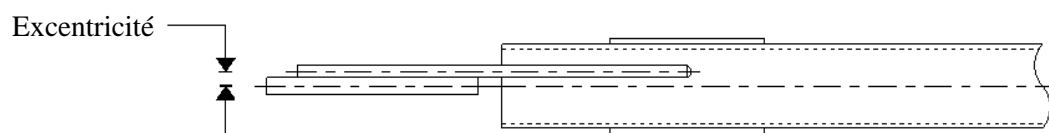
De ce fait, l'industrie de la charpente d'acier accorde de plus en plus d'importance à la réduction des coûts d'assemblages des diagonales de contreventement ductiles MD ou LD. Une approche qui a été étudiée et appliquée en pratique consiste à introduire des fusibles ductiles aux extrémités des diagonales pour limiter les efforts de conception pour les assemblages des diagonales et autres éléments du SRFL et, de ce fait, les coûts de la structure (Tremblay et al. (1999); Rezai et al. (2000); Kassis et al. (2008); St-Onge (2012)). Une autre approche consiste à utiliser des assemblages plus simples pour les diagonales, comme les assemblages boulonnés en cisaillement simple réalisés avec une seule plaque de transfert reliant le gousset et la membrure diagonale, comme montré à la Figure 1-1. Un exemple de ce type d'assemblage est présenté à la Figure 1-2. Dans ce mémoire, on utilisera le terme « ensemble D-A » pour désigner l'ensemble regroupant la diagonale, la plaque de transfert et le gousset.

a)



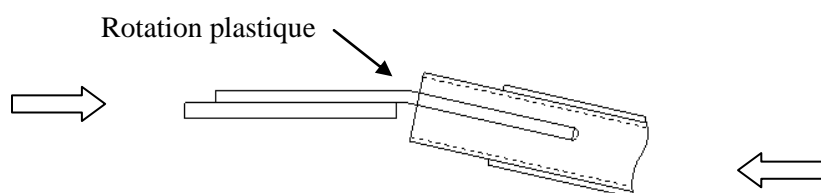
Vue en élévation

b)



Vue en plan

c)



Vue en plan

Figure 1-1: Composantes de l'ensemble D-A : a) Vue en élévation ; b) Vue en plan ; c) Vue en plan de la rotation plastique après le flambement de la diagonale soumise à un effort axial de compression



Figure 1-2: Assemblage boulonné en cisaillement simple (Source : Lainco inc.)

Ces assemblages peuvent être utilisées dans les contreventements de type MD, avec ou sans fusibles ductiles dans les diagonales. Les assemblages boulonnés sont très utilisés et privilégiés pour leur rapidité et leur coût de fabrication. Comme illustré sur les figures précédentes, en pratique, on utilise souvent des profilés tubulaires HSS pour les diagonales travaillant en traction/compression en raison de leur résistance en compression plus élevée que celle d'autres diagonales comme celles fabriquées avec des cornières ou des profilés en I. Également, en pratique, la position en plan de la diagonale et du gousset coïncident avec la ligne d'axe de la structure (Figure 1-1 b).

Dans la pratique courante, les assemblages sont conçus en maintenant une distance libre égale à deux fois l'épaisseur du gousset à l'extrémité libre de la plaque de transfert. Cette distance vise à développer une charnière où se produira la rotule plastique dans le gousset lors du flambement en compression du gousset. Ce concept est illustré sur la Figure 1-3a. L'assemblage montré sur cette figure est aussi conçu pour développer un effort égal à la résistance probable de la diagonale en traction T_u , ce qui requiert un grand nombre de boulons. On montre dans la Figure 1-3b l'assemblage étudié dans cette recherche pour une diagonale avec fusible pour lequel on prévoit que la rotation plastique pendant le flambement de la diagonale se formera dans la plaque de transfert, entre le gousset et la diagonale, comme montré à la Figure 1-1c. Cela permet d'obtenir un assemblage de dimensions réduites. L'assemblage de la Figure 1-3b a un nombre réduit de boulons pour représenter schématiquement le cas d'une diagonale avec fusible. On voit bien que le fait de déplacer la rotule plastique dans la plaque de transfert et d'utiliser un fusible dans la

diagonale peut conduire à des économies appréciables au niveau de l'assemblage. Kassis (2008) a démontré que ce type d'assemblage pouvait bien fonctionner mais aucune recherche n'a encore été effectuée pour recommander des règles permettant d'en faire la conception.

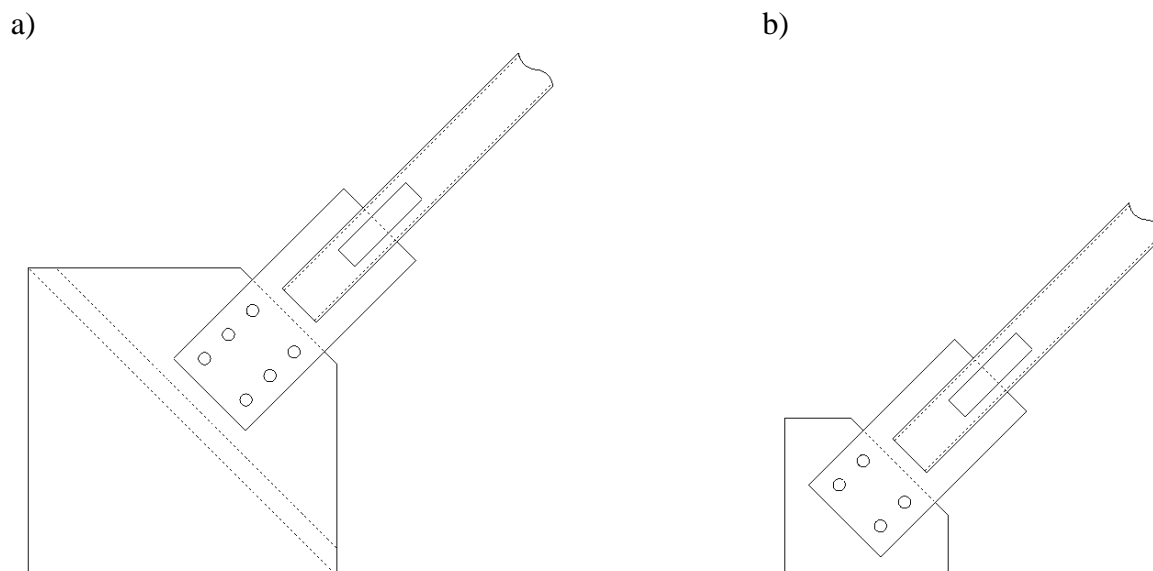


Figure 1-3 : Assemblage boulonné en cisaillement simple : a) distance libre égale à deux fois l'épaisseur du gousset à l'extrémité libre de la plaque de transfert dans le gousset ; b) distance libre égale à deux fois l'épaisseur de la plaque de transfert dans la plaque de transfert.

De plus, l'assemblage illustré aux Figures 1-1 et 1-3 présente des problèmes particuliers qui peuvent nuire au bon comportement de l'ouvrage. En premier lieu, la configuration en cisaillement simple donne lieu à une excentricité entre la ligne de centre de la plaque de transfert et la ligne de centre du gousset et du profilé HSS, qui induit des moments dans le gousset, la plaque de transfert et dans le profilé tubulaire. Les moments de flexion dus à l'excentricité des assemblages simples peuvent réduire la résistance en compression de l'assemblage (Figure 1-4) et de la diagonale (Decaen, 2015; Gélinas, 2013), mais il n'existe pas de méthode permettant de tenir compte de ces moments de flexion dans la conception. De plus, la rotation plastique dans la plaque de transfert peut induire des moments de flexion supplémentaires dans le gousset et la diagonale de même que des efforts de traction additionnels dans les boulons. De plus, on prévoit que la rotation pourra se produire dans une ou l'autre direction, dépendamment de l'importance de l'excentricité et de la direction du défaut de rectitude de la diagonale. Il n'y a pas encore eu de

travaux de recherche permettant de prédire la rotation de la plaque de transfert et de quantifier les efforts que peut induire cette rotation.



Figure 1-4: Rupture par instabilité de l'assemblage du centre de la diagonale en X de (Gélinas et al., 2012)

1.2 Objectifs et portée de l'étude

L'objectif principal de ce projet de recherche est d'évaluer l'influence de l'utilisation d'un assemblage boulonné en cisaillement simple sur les différents éléments de l'ensemble D-A. En particulier, la recherche visera à :

1. Développer une procédure complète pour le calcul de la résistance en compression d'une diagonale de contreventement de type MD ayant des assemblages boulonnés en cisaillement simple. La résistance en compression prendra en compte la présence de l'excentricité dans l'assemblage, de la progression possible de la plastification dans les plaques de transfert, des défauts de rectitude de la diagonale et de la flexibilité en flexion du gousset.
2. Proposer une équation simplifiée pour la résistance en compression des diagonales ayant des assemblages boulonnés en cisaillement simple. Ces courbes devront permettre de faciliter la conception des diagonales en tenant compte des paramètres décrits dans l'objectif précédent.

3. Réaliser une étude paramétrique permettant d'observer et quantifier l'influence des différentes caractéristiques des assemblages sur le comportement global de l'ensemble D-A. Les principaux paramètres de l'étude seront les rigidités en flexion des plaques de transfert et des goussets, les excentricités, la longueur effective des diagonales, les dimensions des profilés HSS et la présence ou l'absence de fusibles ductiles dans les diagonales.
4. Proposer des critères de conception pour la résistance en compression de la plaque de transfert et les goussets des assemblages boulonnés en cisaillement simple. Ces critères veilleront à assurer un comportement adéquat de l'ensemble D-A, soit le flambement en compression de la diagonale avec rotation plastique dans la plaque de transfert alors que le gousset demeure dans le domaine élastique.

La portée de la présente recherche sera limitée comme suit :

- systèmes de contreventements modérément ductiles de type MD,
- diagonales faites de profilés tubulaires carrés (HSS),
- diagonales avec et sans fusible ductile en acier,
- assemblages boulonnés en cisaillement simple où le gousset et la diagonale HSS sont alignés sur l'axe de la structure et la plaque de transfert est excentrée, et
- plaques de plaques de transfert rectangulaires.

1.3 Méthodologie

Cette section décrit les étapes nécessaires à la réalisation des objectifs de cette recherche.

- Réalisation d'une revue de la littérature sur les contreventements concentriques modérément ductiles de type MD faits de profilés tubulaires HSS. De façon plus précise, les différents modes de rupture des diagonales de contreventement ayant des assemblages boulonnés en cisaillement simple seront revus et décrits, les méthodes de conception

existantes pour ce type d'assemblages seront étudiées et les principes de la stabilité des structures applicables aux ensembles D-A seront énoncés.

- Étude de la stabilité élastique et inélastique de modèles simplifiés de diagonales de contreventement au moyen des équations de la théorie de la stabilité. Ces représentations simplifiées considèreront la présence de la plaque de transfert, du gousset, de l'excentricité dans l'assemblage et des défauts de rectitude des diagonales.
- Validation des critères de conception proposés pour le dimensionnement des assemblages boulonnés en cisaillement simple. La conception d'une diagonale et de ses assemblages boulonnés en cisaillement simple est effectuée selon les critères proposés. Cette validation sera effectuée à l'aide de modèles par éléments finis réalisés avec le logiciel Abaqus.

1.4 Organisation du mémoire

Ce mémoire est divisé en 8 chapitres. Le premier chapitre introduit la problématique, les objectifs, la portée, la méthodologie et l'organisation de l'étude. Le deuxième chapitre expose les différentes connaissances énoncées dans la littérature concernant cette étude. Pour introduire l'influence des assemblages boulonnés en cisaillement simple sur le comportement en compression des diagonales, une analyse de stabilité est présentée au troisième chapitre. Le chapitre 4 présente les paramètres et les résultats de l'étude paramétrique des diagonales avec assemblages boulonnés en cisaillement simple réalisées au moyen du logiciel par éléments fibres OpenSees. L'influence des assemblages boulonnés en cisaillement simple sur la résistance en compression des diagonales a été étudiée au chapitre 5 et des critères de conception sont proposés pour le dimensionnement des diagonales. Le chapitre 6 présente des méthodes de conception des assemblages pour assurer un comportement en compression adéquat des assemblages et des diagonales. Les critères de conception proposés dans cette étude sont validés au moyen d'un modèle par éléments finis détaillé avec le logiciel Abaqus au chapitre 7. Finalement, le chapitre 8 énonce les conclusions et recommandations de cette recherche.

CHAPITRE 2 REVUE DE LA LITTÉRATURE ET DE LA PRATIQUE

La revue de la littérature permet de présenter les différentes connaissances pertinentes pour la réalisation de ce projet de recherche. Des notions théoriques ainsi que des conclusions de recherches antérieures en lien avec les objectifs de ce mémoire sont décrites dans ce chapitre.

Le chapitre est réparti en cinq sections. Une première section présente la nomenclature des termes techniques qui seront utilisés tout au long de cet ouvrage. Dans la deuxième section, on décrit le comportement parasismique des systèmes de contreventements modérément ductiles MD avec diagonales faites de profilés tubulaires HSS. Les principes de conception parasismique et de l'utilisation des fusibles ductiles en acier sont présentés à la troisième section. La quatrième section traite des principes de la stabilité appliqués aux ensembles D-A. Par la suite, les différents modes de rupture propres aux assemblages en cisaillement simple sont présentés, incluant l'influence de la géométrie des goussets sur leur résistance et leur rigidité. Finalement, dans la cinquième section, on décrit les logiciels d'éléments finis OpenSees et Abaqus en ciblant les paramètres nécessaires à la modélisation des profilés tubulaires HSS et des assemblages boulonnés.

2.1 Nomenclature

Cette section présente la nomenclature qui est utilisée dans ce mémoire. Cette section a pour objectif de faciliter la lecture du mémoire et d'uniformiser les termes employés dans l'ouvrage.

D'abord, la nomenclature générale employée dans cet ouvrage est définie. Les principaux indices des variables y sont présentés. Par la suite, on présente la nomenclature qui sera utilisée pour identifier les modes de rupture en compression pouvant se produire dans l'ensemble D-A. On profite de cette présentation pour décrire en détail chacun de ces modes de rupture. Ces modes de rupture ont été rapportés dans la littérature et/ou observés dans l'étude paramétrique du Chapitre 4.

2.1.1 Nomenclature générale

Trois composantes principales forment l'ensemble D-A. Il s'agit de la diagonale qui est faite d'un profilé tubulaire HSS, de la plaque de transfert reliant la diagonale au gousset et, finalement, le

gousset. Pour désigner les paramètres concernant ces trois composantes, des indices typiques ont été assignés aux variables (XX). Les indices sont définis comme suit :

- Pour la diagonale : XX_{HSS}
- Pour la plaque de transfert : XX_{PL}
- Pour le gousset : XX_G

La rigidité en flexion, ou rigidité rotationnelle, élastique des différents éléments de l'ensemble D-A est définie et se calcule comme suit :

- Pour la diagonale : $c_{HSS} = (EI/L)_{HSS}$
- Pour la plaque de transfert : $c_{PL} = EI_{PL}/L_{r-PL}$
- Pour le gousset : $c_G = EI_G/L_{r-G}$

où I est l'inertie de la section, E est le module élastique de l'acier, L est la longueur de la diagonale et L_r est la longueur sur laquelle se produit la rotation de la plaque de transfert ou du gousset.

De plus, le texte fait souvent référence à la présence de l'excentricité. La variable identifiant l'excentricité se définit par e ou e_{PL} . Celle-ci fait toujours référence à l'excentricité entre le centre de la plaque de transfert et le centre du profilé tubulaire et du gousset, tel qu'illustré à la Figure 1-1b.

2.1.2 Modes de rupture par instabilité en compression

Les modes de rupture par instabilité en compression peuvent impliquer l'une ou plusieurs des composantes de l'ensemble D-A. Ces modes de rupture peuvent aussi être influencés par l'orientation du défaut de rectitude de la diagonale, Δ_o . La Figure 2-1 présente l'orientation possible des défauts de rectitude Δ_o . Un défaut de rectitude positif est dans la même direction que l'excentricité de la plaque de transfert.

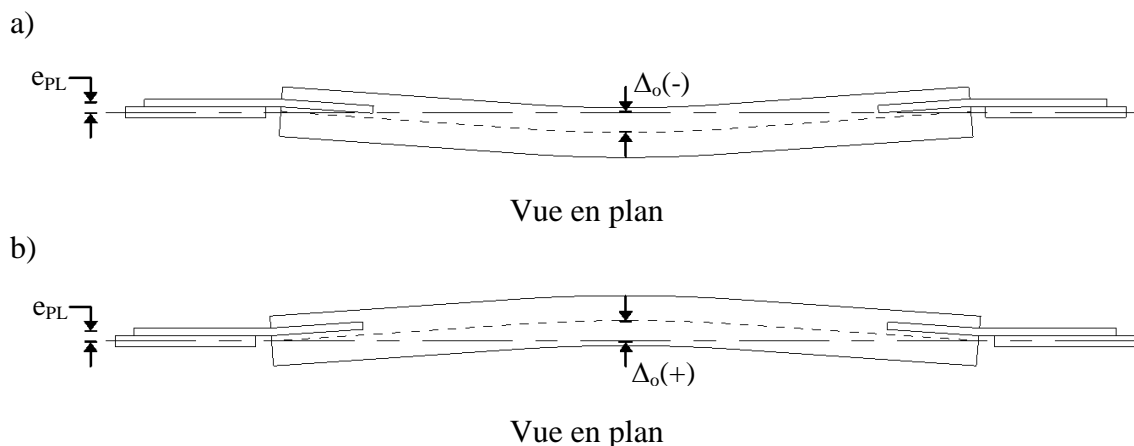


Figure 2-1: Orientation du défaut de rectitude de l'ensemble D-A; a) Défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$; b) Défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$

Mode de rupture : A

Le mode de rupture A présenté à la Figure 2-2. Il s'agit du comportement souhaité pour les diagonales de contreventement modérément ductiles de type MD ayant un assemblage boulonné en cisaillement simple. Il se caractérise par un flambement de la diagonale et une rotation ductile localisée dans les plaques de transfert. La direction du flambement dépend de la direction et de l'amplitude de l'excentricité de l'assemblage et du défaut de rectitude de la diagonale. Le flambement présenté à la Figure 2-2 a) se produit pour les diagonales ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$ de même que pour certaines diagonales ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$. Le mode de rupture de la Figure 2-2 b) se produit seulement lorsque le défaut de rectitude est positif $\Delta_o(+)$. Lors de l'atteinte de la résistance maximale en compression, on suppose que les goussets demeurent dans le régime élastique, comme cela est souhaité.

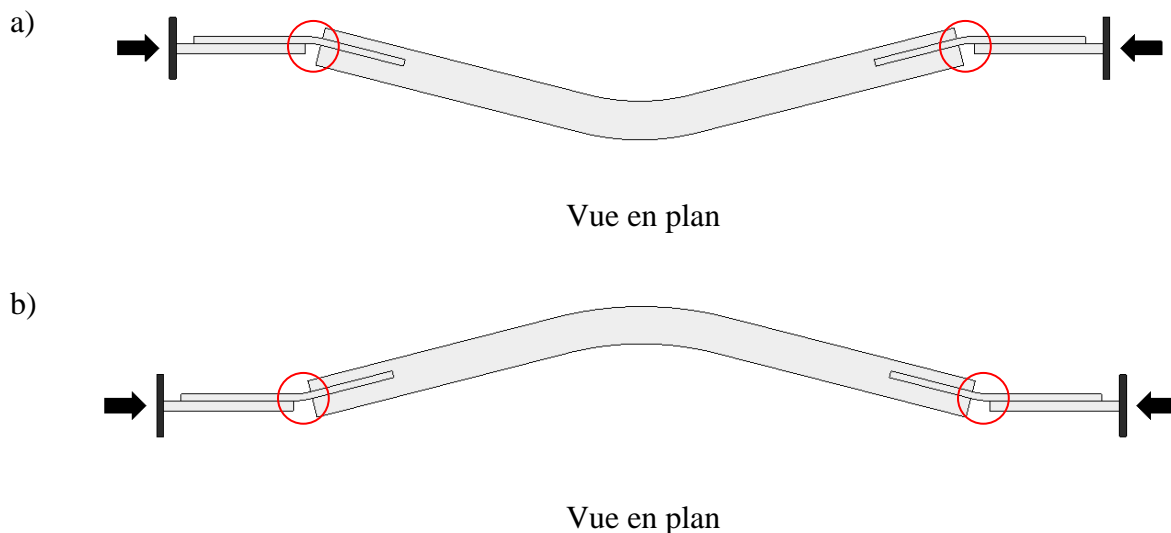


Figure 2-2: Mode de rupture A - flambement de la diagonale ; a) Déformation hors-plan négative du profilé HSS ; b) Déformation hors-plan positive du profilé HSS ; *Note : les rotules plastiques sont encadrées en rouge*

Mode de rupture : A1

Le mode de rupture A1 est très semblable au mode de rupture A. La seule différence est qu'une légère plastification du gousset est observée lors de l'atteinte de la résistance maximale en compression de la diagonale.

Mode de rupture : B

Le mode de rupture B est présenté à la Figure 2-3. Ce mode de rupture est nommé « mécanisme à 3 rotules » dans cet ouvrage. Il se produit lorsque la résistance et la rigidité des plaques d'assemblages sont insuffisantes. Il survient lorsqu'une première rotule plastique se forme dans une plaque de transfert, suivie par l'apparition des deux autres rotules. Une dans le gousset situé près de la première rotule et l'autre dans la plaque de transfert de l'autre assemblage à l'extrémité opposée. Le mécanisme à trois rotules peut se produire dans les diagonales ayant un défaut de rectitude Δ_0 négatif ou positif. Ce mode de rupture a été identifié dans les recherches de Khoo et al. (2010), Gélinas (2013), Davaran et al. (2014) et Fang et al. (2015).

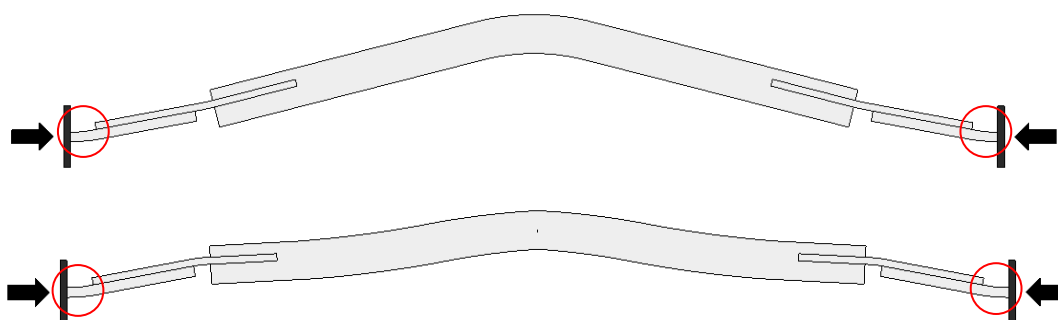


Vue en plan

Figure 2-3: Mode de rupture B - Mécanisme à 3 rotules ; *Note : les rotules plastiques sont encerclées en rouge*

Mode de rupture : C

Le mode de rupture C est montré à la Figure 2-4. Il se définit par un flambement de la diagonale et une rotation plastique dans les goussets. Lors de l'atteinte de la charge axiale maximale en compression, les plaques de transfert demeurent élastiques ou présentent une faible plastification. Sur la figure, on remarque que la courbure de la plaque de transfert peut être dans un sens ou dans l'autre lors de l'atteinte de la charge axiale maximale en compression. Ce mode de rupture se produit généralement lorsque les goussets manquent de rigidité et de résistance. Seules les diagonales ayant un défaut de rectitude positif Δ_0 (+) peuvent présenter ce type de rupture.



Vue en plan

Figure 2-4: Mode de rupture C - Rotules localisées dans les goussets et déformation hors-plan du HSS positive ; *Note : les rotules plastiques sont encerclées en rouge*

Mode de rupture : D

Le mode de rupture D est illustré à la Figure 2-5. Comme dans le cas du mode de rupture C, la rupture se caractérise par des rotules plastiques dans les goussets et le flambement de la diagonale. Contrairement au mode de rupture C, des rotules plastiques se sont aussi formées dans les plaques de transfert à l'atteinte de la charge axiale maximale. Ce mode de rupture se produit

généralement lorsque les goussets d'assemblages sont plus flexibles que les plaques de transfert. Ce mode de rupture se produit généralement dans les diagonales ayant des défauts de rectitude négatifs $\Delta_o(-)$.



Figure 2-5: Mode de rupture D - Rotules localisées dans les goussets et déformation hors-plan du HSS négative ; *Note : les rotules plastiques sont encerclées en rouge*

Mode de rupture : E

Le mode de rupture E est présenté à la Figure 2-6. Dans ce cas, la charge axiale maximale en compression de l'ensemble D-A est limitée par un mode d'instabilité au niveau de la plaque de transfert. Ce mode de rupture implique deux rotules plastiques se développant dans la plaque de transfert de l'un des assemblages et une faible rotation dans la plaque de transfert de l'autre assemblage, ce qui produit un déplacement latéral et une rotation de la diagonale. Pour ce mode de rupture, aucun flambement de la diagonale n'est observé.



Figure 2-6: Mode de rupture E – Instabilité de la plaque de transfert (Fang et al., 2015) ; *Note : les rotules plastiques sont encerclées en rouge*

Mode de rupture F :

Le mode de rupture F est montré à la Figure 2-7 tirée de Kitipornchai et al. (1993). Il se définit par un mode d'instabilité à trois rotules localisées dans un seul assemblage. Sur la figure, la zone hachurée représente la longueur sur laquelle la plaque de transfert chevauche la plaque de gousset. Les rotules plastiques se produisent donc dans la plaque de transfert et dans le gousset. La figure montre 6 différents modes d'instabilité pouvant se produire dans l'assemblage. Ces modes de rupture n'impliquent aucun déplacement latéral de la diagonale.

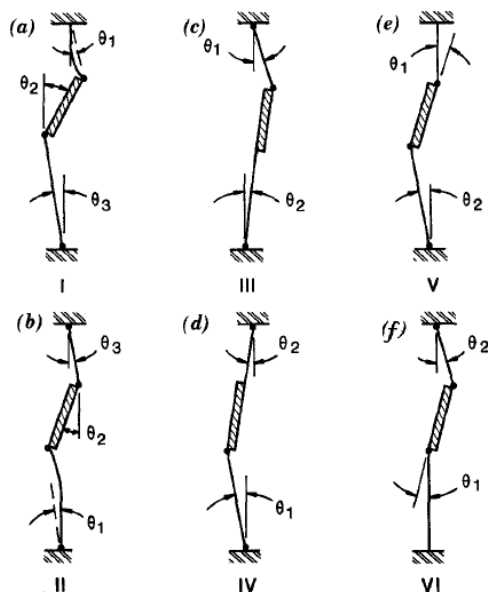


Figure 2-7: Modes de rupture possibles dans un assemblage sans déplacement latéral de la diagonale (Kitipornchai et al., 1993)

2.2 Contreventements concentriques modérément ductiles MD avec diagonales faites de profilés tubulaires

Le comportement des SRFL détermine la performance des bâtiments sous une sollicitation sismique. Dans les charpentes d'acier, les systèmes de contreventements concentriques modérément ductiles MD sont utilisés pour leur efficacité. Ce SRFL est fait de diagonales, de poutres et de colonnes qui sont assemblées de sorte que les axes des membrures coïncident, sans excentricité, aux points d'intersection. Ainsi, les contreventements forment des treillis verticaux dont les membrures sont soumises à des efforts axiaux sous les charges de vent et de séismes.

De nombreuses recherches se sont intéressées au comportement des diagonales de contreventement pour permettre l'élaboration de critères de conception parasismique. Le comportement des profilés tubulaires carrés sollicités en traction/compression est étudié dans cette section. Les aspects traités sont le comportement global des contreventements sous les charges sismiques, le concept de conception par capacité, l'introduction des fusibles ductiles en acier et les caractéristiques de profilés tubulaires satisfaisant les critères de conception.

2.2.1 Comportement global sous charges sismiques

Les systèmes de contreventements offrent une résistance et une rigidité élevée pour des bâtiments de faible hauteur et sont économiques pour des zones de sismicité faible à élevée. Les diagonales de contreventement faites de profilé HSS peuvent être conçues pour résister à de la traction seulement. Cependant, en raison de leur géométrie (Popov, 1981), il est souvent avantageux d'utiliser ces profilés pour résister autant aux efforts de traction qu'aux efforts de compression. De plus, des études précédentes concluent qu'elles offrent un meilleur comportement cyclique lorsque le système de contreventement est conçu pour des charges axiales de traction et de compression (Mamaghani, 2010).

Lors d'événements sismiques d'une grande envergure, un comportement non-linéaire du système de contreventements MD est attendu. Les éléments qui subissent de la plastification sont principalement les diagonales de contreventement et leurs assemblages. En traction, il y a plastification de la section brute. Lors des cycles de compression, une rotule plastique se forme à la mi-longueur et la diagonale flambe (Tremblay, 2002). Le comportement d'une diagonale sollicitée en traction et en compression est présenté à la Figure 2-8.

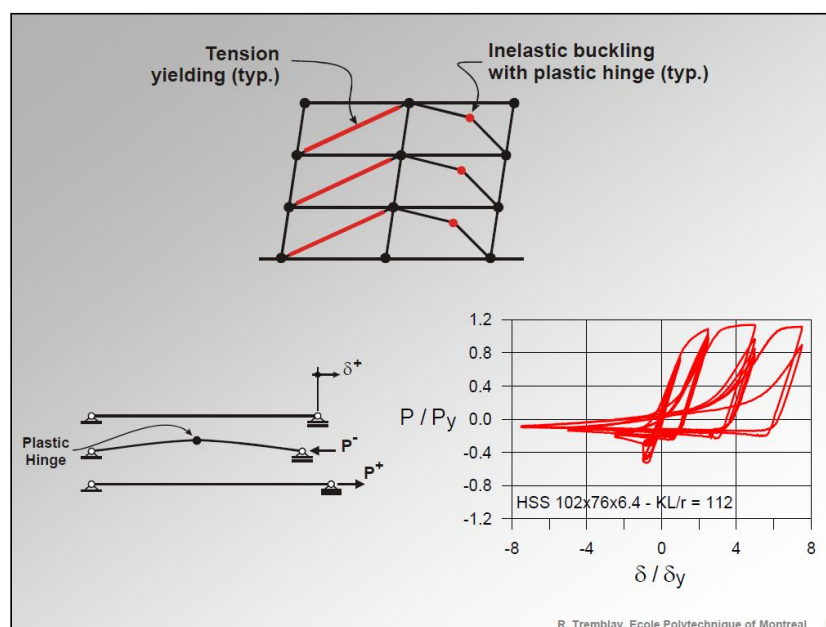


Figure 2-8: Comportement non-linéaire d'une diagonale de contreventement (Tremblay, 2013)

2.2.1.1 Conception parasismique des diagonales de contreventements concentriques

Les efforts de conception des diagonales de contreventement sont déterminés en considérant que le comportement inélastique des diagonales est significatif. Ce comportement inélastique des diagonales limite les efforts qui se développeront dans la structure, ce qui permet de réduire les efforts de conception pour les autres éléments du SRFL. Pour assurer ce comportement non-linéaire de la structure, des critères de conception particuliers doivent être respectés pour permettre aux diagonales de subir de grandes déformations plastiques sans se briser.

L'équation [2-1] provient du Code National du Bâtiment 2010 (CNRC, 2010). Elle donne la force sismique latérale minimum de conception V_e pour un bâtiment dans le cas où un comportement linéaire élastique du SRFL est attendu :

$$V_e = S(T) \cdot M_v \cdot I_E \cdot W \quad [2-1]$$

où $S(T)$ est l'accélération spectrale définie pour le site et la période de bâtiment T , M_v est le facteur tenant compte de l'effet des modes supérieurs, I_E est le coefficient de risque pour les charges sismiques et W est le poids sismique du bâtiment.

Cependant, le CNB 2010 considère la ductilité disponible des SRFL et permet la réduction de la force V_e par le facteur R_d , facteur de ductilité, et le facteur R_o , facteur de sur-résistance. Ainsi, la résistance du SRFL doit être supérieure au cisaillement à la base V_f en considérant sa ductilité :

$$V_f = \frac{V_e}{R_d R_o} \quad [2-2]$$

Les efforts de traction T_f et de compression C_f dans les diagonales sont déterminés en fonction de la force latérale totale V_f . Pour les contreventements modérément ductiles MD, les coefficients R_d et R_o sont de 3,0 et 1,3 respectivement.

Les différentes valeurs des cisaillements à la base, V_e et V_f , sont illustrées à la Figure 2-9. La valeur du cisaillement à la base où le début de la plastification V_y se produit est plus élevée que V_f , car pour chacun des SRFL, il y a une réserve de résistance considérée par le facteur R_o .

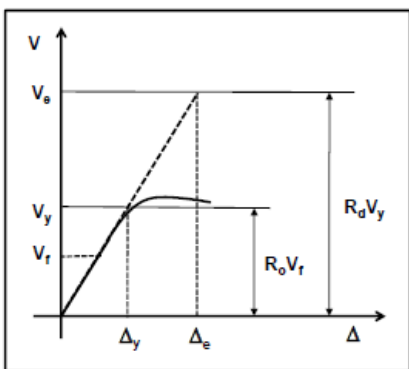


Figure 2-9: Cisaillement à la base (Koboevic, 2013)

Pour assurer le comportement ductile des diagonales, des critères de conception sont imposés aux éléments structuraux du SRFL dont les diagonales elles-mêmes. Une fois le choix des diagonales effectué, les autres éléments du SRFL peuvent être conçus pour résister aux effets des charges de gravité plus les charges sismiques qui produisent des efforts dans les diagonales correspondant aux résistances probables des diagonales. Cette approche de conception est appelée conception par capacité.

2.2.1.2 Conception par capacité selon CSA S16

La conception par capacité permet d'assurer que seules les diagonales de contreventement MD subissent des déformations plastiques importantes lors d'un séisme. L'ensemble des autres éléments du SRFL, tels que les ancrages, les fondations, le diaphragme, les poutres, les colonnes et les assemblages, doivent être conçus pour résister aux charges latérales qui sont requise pour que les efforts dans les diagonales de contreventement atteignent leur résistance probable. On définit dans la norme CSA S16 la résistance probable en traction de la diagonale, T_u , la résistance probable en compression de la diagonale, C_u , et la résistance en compression post-flambement de la diagonale, C'_{u} . Ces résistances sont présentées aux équations [2-3] à [2-7] dans lesquelles $R_y F_y$ est la limite élastique probable d'un profilé tubulaire HSS dont la valeur est de 460 MPa.

$$T_u = A_g R_y F_y \quad [2-3]$$

$$C_u = \min(A_g R_y F_y ; 1,2 C_{r-R_y}) \quad [2-4]$$

$$\text{où } C_{r-R_y} = A_g R_y F_y (1 + \lambda_{R_y}^{2n})^{-1/n} \quad [2-5]$$

$$\text{et : } \lambda_{R_y} = \frac{KL}{\pi r} \sqrt{\frac{R_y F_y}{E}} \quad [2-6]$$

$$C'_u = \min(0,2A_g R_y F_y ; 1,2C_{r-R_y}) \quad [2-7]$$

Pour le calcul de la résistance des éléments du SRFL, les efforts des équations [2-3], [2-4] et [2-7] doivent être combinés tel que présenté à la Figure 2-10 et selon l'article 27.5.3.4 de la norme CSA S16. Selon l'article 27.1.2 de la norme CSA S16, l'effort horizontal résultant de ces combinaisons de charge ne doit pas être plus grand que l'effort de cisaillement V_f calculé avec $R_d R_o = 1,3$ dans l'équation [2-2]. Cette limite supérieure correspond à la force sismique maximum anticipée, après réduction pour la sur-résistance de la structure ($R_o = 1.3$).

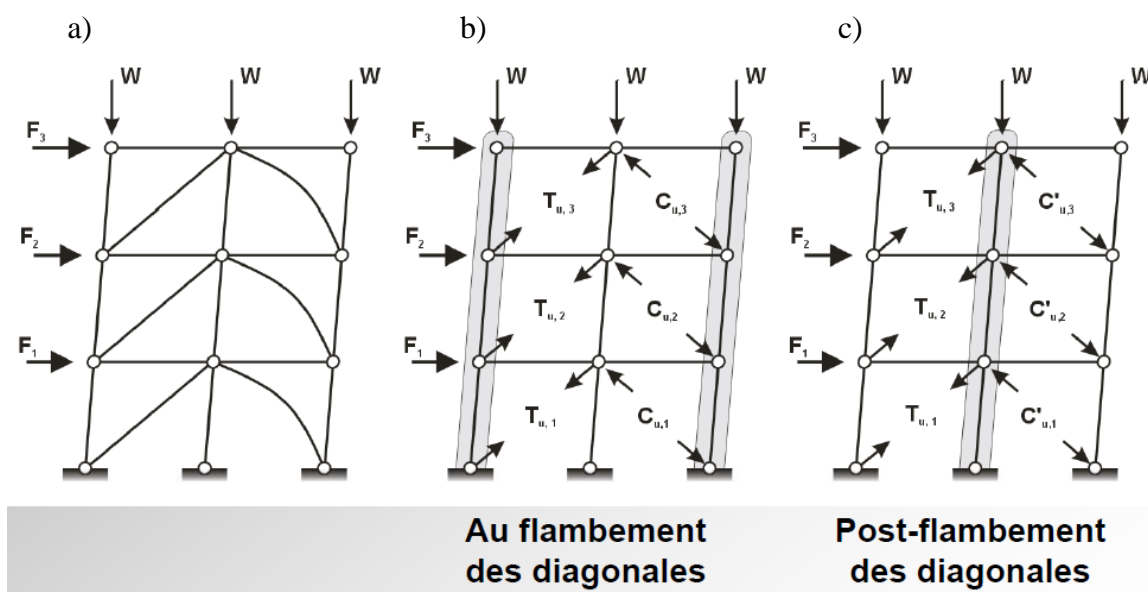


Figure 2-10: Combinaison de chargement pour la conception par capacité (Tremblay, 2013) : a) Forces appliquées au SRFL , b) Charges développées lors du flambement des diagonales , c) Charges développées lors du post-flambement des diagonales.

2.2.1.3 Introduction de l'usage des fusibles

Pour la conception de contreventements ductiles, la conception par capacité impose des efforts de conception correspondant aux résistances probables T_u , C_u et C'_u pour l'ensemble des éléments du système SRFL autres que les diagonales. Malgré la réduction des efforts sismiques par le facteur R_d , les charges de conception pour les autres éléments du SRFL peuvent être considérablement plus importantes que celles utilisées lors du choix des diagonales.

La Figure 2-11 présente le comportement des diagonales sans (a) et avec fusibles ductiles (b). Le principe du fusible ductile consiste à limiter la résistance probable des diagonales, T_u , à la résistance probable du fusible, $T_{uF} < T_u$, et, par conséquent, diminuer les efforts imposés pour la conception de la structure. L'ajout de ces dispositifs dans les systèmes de contreventements ductiles de type MD permet des économies considérables sur le coût de la charpente et fait de ce type de SRFL représente une option plus intéressante pour les ingénieurs.

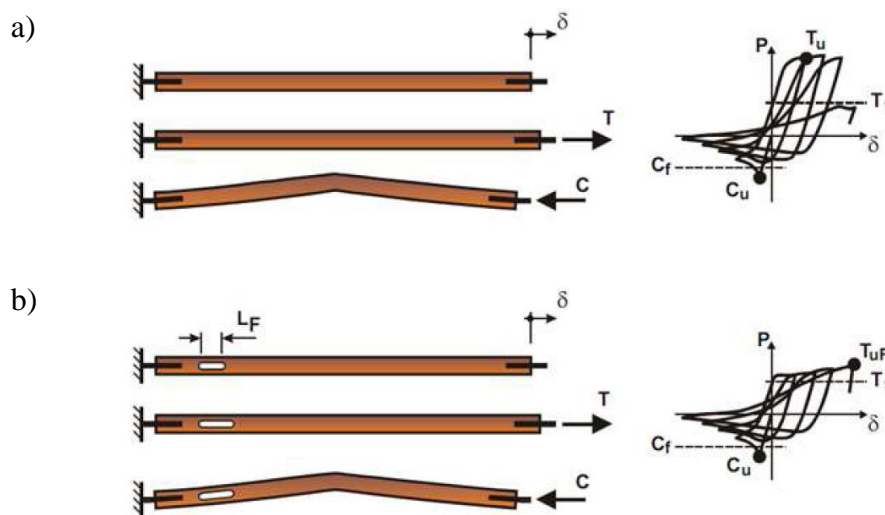


Figure 2-11: Comportement des diagonales : a) sans fusible ductile ; b) avec fusibles ductiles (Kassis et al. 2008)

Les fusibles sont conçus pour résister à l'effort C_f et les deux types de diagonales développent sensiblement la même résistance probable C_u lors du flambement de la diagonale. La différence majeure entre les deux diagonales est que la résistance probable en traction de la diagonale avec fusible ductile, T_{uF} , est nettement inférieure à celle de la même diagonale sans fusible, T_u . Le fusible ductile à l'avantage de contrôler la résistance probable T_{uF} pour diminuer la différence entre T_u et la charge de conception sismique T_f .

Plusieurs types de dispositifs de fusibles ont été développés pour différents systèmes de SRFL (Desjardins et al. (2010), Gray et al. (2010), Tirca et al. (2011) et Egloff (2013)). Par contre, dans le cadre de cette recherche, seuls les dispositifs de fusibles à quatre cornières développés à Polytechnique Montréal pour les diagonales faites de profilés tubulaires HSS seront considérés.

Kassis (2008) a réalisé une étude paramétrique pour déterminer l'influence économique de l'ajout de fusibles ductile en acier sur le coût des structures. Il a démontré qu'il était avantageux d'utiliser ces dispositifs pour des systèmes de contreventement modérément ductiles de type MD comparativement à la conception de contreventements conventionnels de type CC. Ensuite, il a développé et validé un fusible ductile en acier fait de 4 cornières soudés au profilé tubulaire HSS préalablement coupé au droit du fusible. À l'aide d'essais expérimentaux, il a démontré que ce type de fusible est performant pour les charges cycliques statiques et dynamiques.

Suite aux travaux de Kassis (2008), St-Onge (2012) a entrepris une recherche ayant comme objectif d'approfondir certains paramètres afin de proposer une méthode de conception complète et optimale des fusibles ductiles en acier à quatre cornières. Entre autres, il a développé les équations de la résistance et de la capacité probable en traction et en compression du fusible. Les règles de conception établies dans sa recherche sont présentement appliquées et utilisées pour l'application de diagonales avec fusibles dans la pratique. La diminution de la résistance probable en traction de la diagonale T_{u-F} diminue les charges de conception imposées au reste du SRFL.

2.2.2 Caractéristiques des profilés tubulaires

La conception par capacité utilise les diagonales pour la dissipation de l'énergie sismique. De grandes déformations plastiques sont donc attendues dans les diagonales. Plusieurs critères de conception sont définis pour assurer que le comportement non-linéaire des profilés tubulaires HSS soit adéquat. Lors d'un chargement cyclique, la diagonale dissipe de l'énergie par des cycles de plastification en traction et de flambement inélastique en compression. Cela donne lieu à la formation de rotules plastiques au centre de la diagonale et aux extrémités de la diagonale, dans les goussets d'assemblages. Le voilement local des parois de la section tubulaire se produit et initie une fissuration à proximité de la rotule plastique au centre de la diagonale. En raison de la réduction de l'aire de la section au centre, la rupture complète de la diagonale est attendue au cycle en traction successif (Tremblay et al., 2003). Cela peut causer des ruptures prématurées des diagonales de contreventement.

Afin d'empêcher ces ruptures prématurées, des limites sont imposées aux rapports d'élancement des parois b_{el}/t_{HSS} et à l'élancement des diagonales. Ces deux importants facteurs influencent la rupture par fissuration du profilé tubulaire HSS à la rotule plastique centrale (Tang et al., 1987).

2.2.2.1 Rapport d'élancement des parois

Le rapport d'élancement des parois b_{el}/t_{HSS} est le paramètre ayant la plus grande influence sur la rupture initiée par le voilement local des parois des profilés tubulaires (Shaback et al., 2003).

Les limites d'élancement des parois des diagonales de contreventement modérément ductiles MD sont déterminées par l'article 27.5.3.2 de la norme CSA S16. Les limites b_{el}/t_{HSS} des profilés tubulaires HSS sont définies comme suit :

- Pour $KL/r \leq 100$:
 - $\frac{b_{el}}{t_{HSS}} < \frac{330}{\sqrt{F_y}}$
- Pour $KL/r = 200$
 - $\frac{b_{el}}{t_{HSS}} : \frac{420}{\sqrt{F_y}}$
- Pour $100 < KL/r < 200$
 - *Interpolation linéaire*

Elles s'appliquent lorsque $I_E F_a S_a(0,2) \geq 0,35$. Autrement, les profilés tubulaires doivent respecter les critères de la classe 1, peu importe l'élancement.

2.2.2.2 Élancement global de la diagonale

L'article 27.5.3.1 de la norme CSA S16 impose la limite maximale pour l'élancement global de la diagonale KL/r à 200. Pour les zones à sismicité élevée, lorsque $I_E F_a S_a(0,2) \geq 0,75$ ou $I_E F_v S_a(1,0) \geq 0,30$, l'élancement des diagonales faites de profilés tubulaires HSS doit être supérieur à 70. La première limite assure une dissipation d'énergie suffisante alors que la seconde vise à prévenir la rupture prématurée des diagonales.

2.3 Stabilité des diagonales

Les diagonales de contreventement sont soumises à des forces de compression considérables et la stabilité des systèmes de contreventement doit faire l'objet d'une attention particulière. La résistance en compression des diagonales peut aussi être influencée par différents défauts observés dans la réalité. Dans cette section, on revoit des études analytiques qui ont été réalisées pour étudier l'influence de ces défauts.

2.3.1 Paramètres d'influence

Le comportement non-linéaire d'un élément comprimé en acier est principalement influencé par 1) les contraintes résiduelles de la section, 2) le défaut de rectitude initial, 3) les encastremements partiels aux extrémités causés par les détails de fabrication et 4) l'excentricité de la charge axiale

(Prathuangsit et al., 1978), (Shen et al., 1981), (Razzaq et al., 1985), (Papadrakakis et al, 1988) et (Aristizabal-Ochoa, 2015).

- 1) La présence de contraintes résiduelles cause une plastification prématurée de la section, ce qui résulte en une perte de rigidité en flexion de la diagonale et une réduction de l'effort de compression produisant le flambement.
- 2) Le défaut de rectitude initial crée un effort de flexion dès l'application de la charge axiale. Les efforts agissant sur l'élément sont donc une combinaison de flexion et de charge axiale, ce qui représente une situation plus sévère que celle d'un élément parfaitement droit soumis à une charge axiale seulement. L'effort de compression produisant le flambement est ainsi réduit par ce phénomène. Selon la norme ASTM A500 (ASTM 2013) et la norme CSA G40.20-04 (CSA 2004), le défaut de rectitude Δ_o maximal d'une membrure faite d'un profilé tubulaire HSS est de $L_{HSS}/500$.
- 3) La présence d'encastremements partiels aux extrémités diminue l'élancement de la diagonale, ce qui augmente sa résistance en compression.
- 4) L'excentricité de la charge crée un moment de flexion additionnel dans la diagonale. Tel que discuté à la section 2.1.2, le cas le plus critique est celui où le défaut de rectitude et l'excentricité dans l'assemblage sont de sens opposés par rapport à l'axe de la structure. Dans ce cas, la résistance de la diagonale est réduite en raison de l'ajout d'un moment d'excentricité supplémentaire. Si le défaut de rectitude et l'excentricité sont dans la même direction, le moment d'excentricité soulage les efforts à la mi-longueur de l'élément, ce qui peut entraîner une augmentation de la résistance en compression par rapport au cas précédent.

L'importance de ces paramètres sur le comportement d'éléments comprimés dépend, entre autres, de l'élancement de la diagonale et de la limite élastique F_y du matériau.

2.3.2 Modèles analytiques

Pour étudier l'influence de ces paramètres sur le comportement des éléments en compression, plusieurs modèles analytiques ont été développés dans les recherches antérieures. Deux modèles sont présentés dans cette revue de la littérature, car ceux-ci ont permis d'orienter l'élaboration des modèles simplifiés de l'étude de la stabilité de la diagonale qui est présentée au Chapitre 3.

Le modèle analytique de Razzaq et al. (1985) a été proposé pour étudier l'effet de la présence de ressorts rotationnels bidirectionnels sur le comportement de colonnes faites de profilés tubulaires HSS. La Figure 2-12 illustre le modèle de l'étude. Le modèle analytique considère la présence d'un défaut de rectitude et des contraintes résiduelles. Les ressorts rotationnels ont été modélisés avec des matériaux ayant les comportements suivants : élastique, élastique parfaitement plastique et tri-linéaire considérant l'écrouissage.

L'étude démontre que :

- L'influence des contraintes résiduelles sur la résistance en compression de la colonne est moins significative que l'influence du défaut de rectitude.
- Pour des colonnes avec des ressorts d'extrémité ayant un comportement élastique parfaitement plastique, l'effort axial de compression augmente jusqu'à la plastification des ressorts. Au-delà de ce point, une très faible augmentation de l'effort axial est observée après la plastification des ressorts.
- Les colonnes avec des ressorts ayant un comportement élastique parfaitement plastique ont la même résistance en compression que celles avec des ressorts ayant un comportement tri-linéaire.
- Lors de l'atteinte de la résistance en compression maximale de la colonne, une plastification à la mi-longueur du profilé est généralement observée.

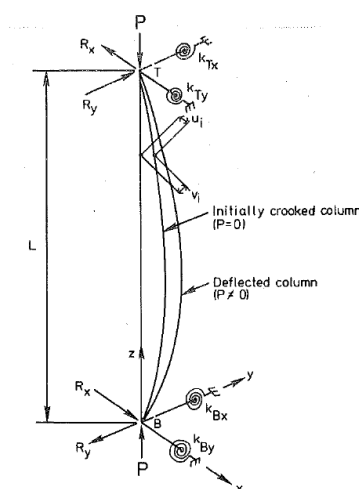


Figure 2-12: Modèle analytique tiré de l'article de Razzaq et al. (1985) ayant un défaut de rectitude bidirectionnel et des extrémités semi-rigides élastiques et non-linéaires

Le modèle analytique de Papadrakakis et al. (1988) permet l'étude du comportement cyclique d'une colonne. Ce modèle, présenté à la Figure 2-13, considère la présence de deux imperfections, soit un défaut de rectitude et une charge excentrée, et la présence de ressorts rotationnels aux extrémités de la colonne. Ces ressorts rotationnels ont un comportement non-linéaire et leur rigidité effective varie en fonction de la combinaison de la charge axiale et du moment de flexion. Les analyses de cette étude permettent d'établir l'influence de ces imperfections sur le comportement cyclique du modèle.

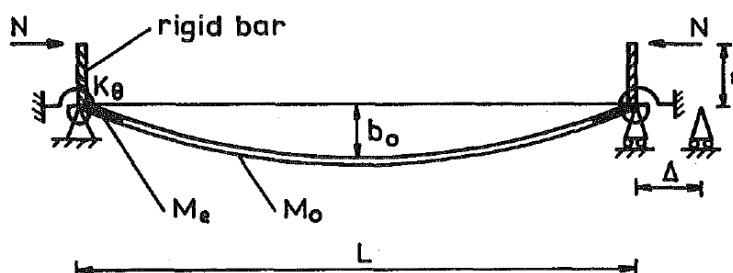


Figure 2-13: Modèle analytique tiré de l'étude de Papadrakakis et al. (1988) considérant plusieurs imperfections telles que l'excentricité, les encastremements semi-rigides non-linéaires et les défauts de rectitude

2.3.3 Conditions d'extrémité des diagonales

Les conditions d'extrémités des diagonales de contreventements ont une grande influence sur la réponse et la dissipation d'énergie d'une diagonale de contreventement durant un séisme (Bruneau et al., 2011).

L'étude expérimentale (Jain et al., 1978) a permis de vérifier l'influence de la rigidité et de la résistance en flexion des assemblages d'extrémités sur le comportement hystérétique de diagonales de contreventement faites de profilés tubulaires. On a démontré que la rigidité rotationnelle des assemblages peut modifier considérablement le coefficient de longueur effective K d'une diagonale. La longueur effective K des diagonales de contreventement est fonction de la rigidité flexionnelle de la diagonale et de celle des goussets d'assemblages c_G :

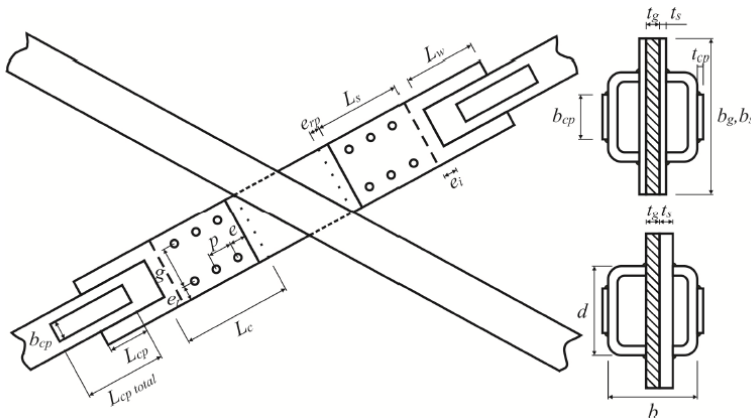
$$c_G = \frac{EI_G}{L_{r-G}} \quad [2-8]$$

$$\frac{\tan \mu}{\mu} = -2 \frac{\frac{EI_{HSS}}{L_{HSS}}}{c_G} ; \quad 0,5\pi \leq \mu \leq \pi \quad [2-9]$$

$$\mu K = \frac{\pi}{2} \quad [2-10]$$

Plus récemment, Gélinas (2013) a réalisé des essais expérimentaux portant sur des diagonales de contreventement ayant des assemblages excentrés à cisaillement simple pour des contreventements en X (Figure 2-14). Les résultats de ces essais ont démontré que la résistance en compression des diagonales était améliorée lorsque l'on augmentait la rigidité en flexion des plaques de transfert. Par contre, si l'augmentation de la rigidité des plaques de transfert est obtenue par l'augmentation de l'épaisseur, cela conduit également à une augmentation de l'excentricité qui a pour conséquence de réduire la résistance en compression. De ce fait, il est suggéré de trouver un compromis entre l'épaisseur et la largeur des plaques de transfert et l'excentricité de l'assemblage pour obtenir une résistance en compression optimale.

a)



b)

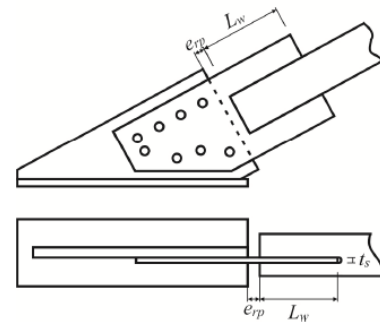


Figure 2-14: Assemblages en cisaillement simple dans les diagonales de contreventements en X en acier étudiés par Gélinas (2013). a) Assemblage au centre ; b) Assemblage d'extrémité

2.4 Assemblages d'extrémité

Les assemblages d'extrémité sont les pièces qui permettent le transfert d'efforts axiaux entre la diagonale et le reste de la structure. Pour permettre le bon fonctionnement du système de

contreventement, l'intégrité des composantes des assemblages doit être maintenue tout au long de la sollicitation sismique. Lorsqu'il y a flambement en compression de la diagonale, ces assemblages subissent de grandes déformations en rotation tout en étant soumis aux chargements cycliques de compression et de traction. Ces grandes déformations en rotation peuvent entraîner de la plastification au niveau des assemblages.

Cette section présente des méthodes permettant d'évaluer la progression de la plastification de la section de la plaque de transfert ainsi que les différents modes de rupture des assemblages des diagonales de contreventements soumis à des efforts de compression.

2.4.1 Plastification progressive des sections

Lors du flambement des diagonales, une plastification des assemblages peut être observée en raison des grandes demandes en rotation ductile imposées. La plastification progressive des assemblages influence le degré d'encastrement des extrémités des diagonales et peut modifier le comportement des diagonales. Les assemblages boulonnés en cisaillement simple étudiés dans cette recherche sont soumis à une combinaison de contraintes axiales et de flexion où ces dernières sont induites par la présence d'une excentricité.

Moses (1964) a étudié la distribution des contraintes sur une plaque de section rectangulaire dans le domaine plastique et proposé des équations pour la courbure κ . Ces équations ont été développées en considérant un matériau ayant un comportement élastique parfaitement plastique, une section de géométrie rectangulaire, et des contraintes normales induites par un effort axial P et un moment de flexion M . Les hypothèses pour l'élaboration de ces équations sont que : 1) les sections planes restent planes, 2) les modules d'élasticité E et les limites élastiques F_y sont identiques en compression et traction et 3) les déformations d'une fibre de la section après la plastification ne sont pas inversées.

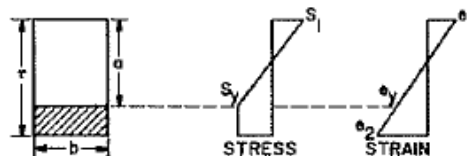


Figure 2-15: Distribution des contraintes et des déformations pour une section rectangulaire plastifiée en compression (Moses, 1964)

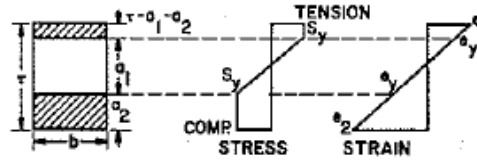


Figure 2-16: Distribution des contraintes et des déformations pour une section rectangulaire plastifiée en compression et en traction (Moses, 1964)

Pour une section rectangulaire, trois distributions de contraintes sont possibles lors d'un chargement combiné en compression et en flexion: 1) élastique, 2) plastification en compression (Figure 2-15) et 3) plastification en compression et traction (Figure 2-16). La courbure de la plaque et la distribution des contraintes sont déterminées par l'équilibre des forces axiales [2-11] et du moment de flexion [2-12] sur la section.

$$P = \int \sigma dA \quad [2-11]$$

$$M = \int \sigma y dA \quad [2-12]$$

1) Pour les sections élastiques, la courbure κ ne dépend que du moment de flexion :

$$\kappa_1) = -\frac{M}{EI} \quad [2-13]$$

Le début de la plastification en compression se produit lorsque la contrainte à la fibre extrême en compression atteint σ_y :

$$\sigma_y = \frac{Mt}{2I} + \frac{P}{A} \quad [2-14]$$

2) Pour les sections qui ont atteint la plastification en compression, l'équilibre des forces axiales et du moment se décrit par :

$$P = \sigma_y tb - (\sigma_1 + \sigma_y) \frac{ab}{2} \quad [2-15]$$

$$M = \frac{ab}{2} (\sigma_1 + \sigma_y) \left(\frac{t}{2} - \frac{a}{3} \right) \quad [2-16]$$

De ces équations, la partie de l'épaisseur de la plaque qui demeure en régime élastique, a , et la contrainte élastique en traction σ_1 peuvent être déterminées des équations suivantes :

$$a = \frac{3}{2}t - \frac{3M}{(\sigma_y bt - P)} \quad [2-17]$$

$$\sigma_1 = \frac{2(\sigma_y bt - P)}{ab} - \sigma_y \quad [2-18]$$

La courbure des éléments ayant une section rectangulaire plastifiée en compression sous des charges combinées est donnée par :

$$\kappa_2) = \frac{\sigma_1 + \sigma_y}{Ea} \quad [2-19]$$

3) La plastification en compression et en traction survient lorsque σ_1 atteint F_y . L'effort axial et le moment agissant sur la section sont alors déterminés par les équations :

$$P = \sigma_y a_1 b + 2\sigma_y a_2 b - bt\sigma_y \quad [2-20]$$

$$M = \sigma_y a_1 b \left(\frac{t}{2} - a_1 - \frac{a_1}{3} \right) + 2\sigma_y a_2 b \left(\frac{t}{2} - \frac{a_2}{2} \right) \quad [2-21]$$

Pour cet état de contraintes, les dimensions a_1 et a_2 (Figure 2-16) sont déterminées avec les deux équations suivantes :

$$a_2 = \frac{P}{2\sigma_y b} - \frac{a_1}{2} + \frac{t}{2} \quad [2-22]$$

$$a_1^2 = 3t^2 - \frac{3P^2}{\sigma_y^2 b^2} - \frac{12M}{\sigma_y b} \quad [2-23]$$

Avec la partie de l'épaisseur de la plaque toujours en régime élastique a_1 , la courbure pour cette distribution de contraintes peut être définie de :

$$\kappa_3) = \frac{2\sigma_y}{Ea_1} \quad [2-24]$$

D'autres méthodes ont été utilisées pour modéliser la progression de la plastification sur une section. Davaran et al. (2014) proposent une procédure incrémentale pour prédire le

comportement des diagonales ayant des assemblages en cisaillement simple excentrés incluant les non-linéarités du matériau et géométriques. Pour développer cette méthode incrémentale, Davaran et al. (2014) ont utilisé une fonction sigmoïde pour représenter le comportement de l'acier avec une transition continue entre les régimes élastique et plastique, permettant ainsi de prédire la progression de la plastification des plaques de transfert et des goussets.

2.4.2 Modes de rupture en compression des assemblages

On présente dans cette section les modes de rupture observés et rapportés dans la littérature sur les assemblages boulonnés en cisaillement simple.

Les assemblages des contreventements de type MD sont soumis à d'importants efforts de compression lors du flambement des diagonales. Cela peut entraîner des modes d'instabilité pouvant provoquer la rupture de l'assemblage avant même que la diagonale n'ait pu atteindre sa charge de flambement. Plusieurs méthodes de conception et hypothèses ont été définies au cours des années pour concevoir les assemblages pour résister aux efforts de compression.

De plus, cette section traitera de l'influence de la géométrie des goussets sur leur rigidité et résistance en flexion (rotation).

2.4.2.1 Aucune excentricité dans l'assemblage d'extrémité de la diagonale

La Figure 2-17 illustre le cas où le profilé tubulaire est directement soudé au gousset. Cet assemblage ne présente aucune excentricité par rapport au centre du profilé tubulaire. Pour ce type d'assemblage, seul le flambement et le voilement local du gousset doivent être vérifiés.

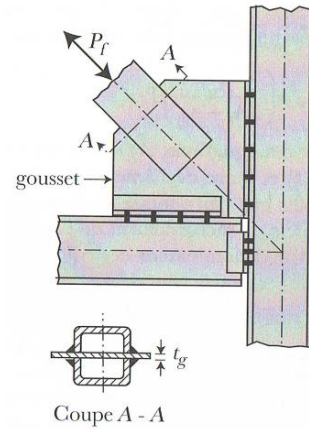


Figure 2-17: Diagonale de contreventement n'ayant aucune excentricité au niveau de l'assemblage - Profilé tubulaire HSS fendu où le gousset est inséré et soudé aux parois du tube (Beaulieu et al., 2010)

La méthode la plus courante pour approximer les contraintes normales maximales dans le gousset est de supposer que la force est répartie uniformément sur une surface égale à l'épaisseur du gousset multipliée par une largeur effective perpendiculaire à l'axe de la diagonale nommée largeur de Whitmore, L_{whit} . Cette largeur se définit en supposant une diffusion de la charge selon un angle de 30 degrés dans le gousset tel qu'illustré à la Figure 2-18. La largeur de Whitmore L_{whit} permet ainsi le calcul de la résistance au voilement local et de la résistance en compression du gousset.

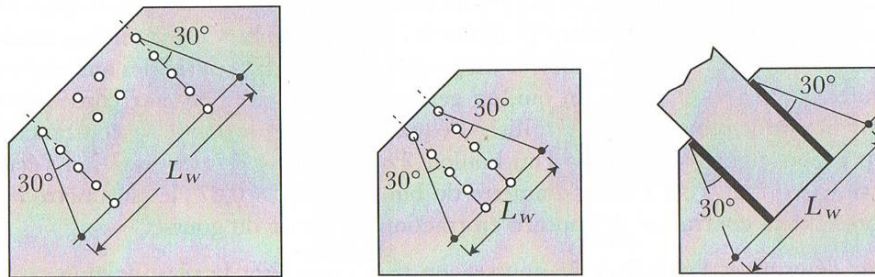


Figure 2-18: Présentation de la largeur effective de Whitmore pour différentes configurations de goussets (Beaulieu et al., 2010)

Concernant le calcul de la résistance en compression, la longueur de flambement du gousset se détermine en considérant une longueur moyenne $L_m = (L_1 + L_2 + L_3) / 3$. Les longueurs L_1 , L_2 et L_3 sont définies à la Figure 2-19.

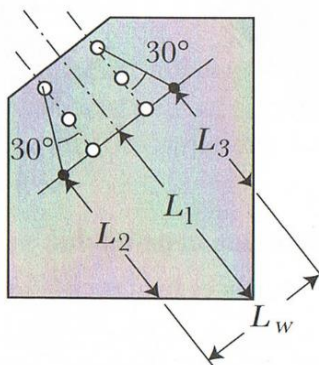


Figure 2-19: Présentation des longueurs L_1 à L_3 pour le calcul de la résistance en compression du gousset (Beaulieu et al., 2010)

Le coefficient de longueur effective des goussets K varie selon la géométrie des goussets. Selon l'AISC (1995), un facteur $K = 0,5$ doit être appliqué à L_m lors du calcul de la résistance en compression d'un gousset compact. Un facteur K égal à 1,2 doit être appliqué à la longueur L_1 lorsque le gousset n'est fixé que sur une paroi, soit sur la colonne ou sur la poutre. Dowswell (2006) a étudié un ensemble d'essais réalisés sur des goussets soumis à des efforts axiaux de compression. Il a conclu que les valeurs proposées par l'AISC (1995) étaient très conservatrices et a proposé des valeurs plus représentatives.

2.4.2.2 Présence d'une excentricité dans l'assemblage d'extrémité de la diagonale

Une des problématiques principales de l'assemblage étudié dans cette recherche est la présence d'une excentricité créée par la plaque de transfert. La méthode de conception de Whitmore ne considère pas la présence d'une excentricité qui introduit un moment supplémentaire dans l'assemblage

Avant 1985, deux incidents se sont produits au Canada. Ceux-ci impliquaient la rupture en compression des assemblages excentrés de diagonales tels qu'illustrés à la Figure 2-20. La rupture s'était produite par une déformation latérale excessive du gousset pour une charge en compression plus faible que celle prévue lors de la conception. Suite à ces incidents, un mémorandum a été envoyé à l'Institut Canadien de la Construction en Acier pour informer les membres en présentant les recherches sur le sujet de (Bjorhovde et al., 1985) et de (Cheng et al., 1994) confirmant le manque de résistance offert par les assemblages boulonnés en cisaillement simple.

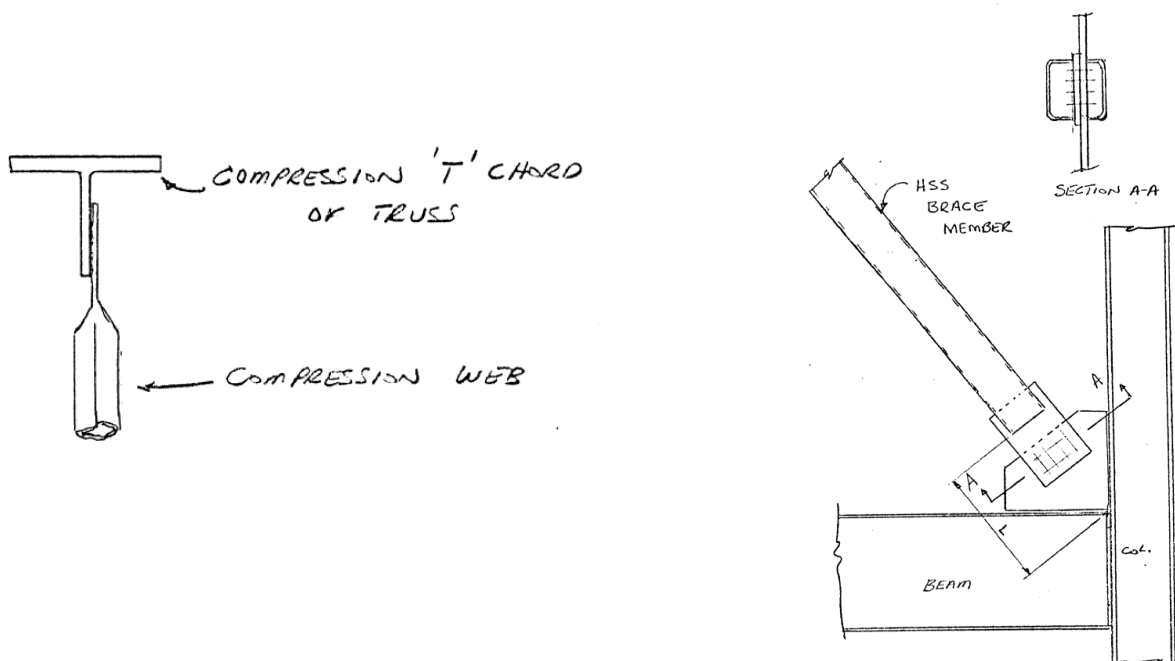


Figure 2-20: Schéma illustrant les assemblages inadéquats en compression tiré du mémorandum technique No.5 de 1985 ICCA

Les différents modes de rupture de ces assemblages ayant été observés dans la littérature sont présentés dans les sous-sections suivantes.

2.4.2.2.1 Rupture dans l'assemblage où aucun déplacement latéral de la diagonale ne se produit

Kitipornchai et al. (1993) ont réalisé une étude expérimentale de 22 spécimens avec différents assemblages boulonnés en cisaillement simple. De plus, ils ont proposé une méthode basée sur le calcul plastique pour prédire la résistance ultime en compression de ce type d'assemblage. L'assemblage comprend une plaque de transfert qui est centrée par rapport au centre de la membrure diagonale, alors que c'est le gousset qui est excentré. Dans ces travaux, trois modes de ruptures ont été identifiés qui sont présentés à la Figure 2-21 : a) le flambement global en flexion de la diagonale, b) le flambement de l'assemblage sans déplacement latéral de la diagonale (Mode de rupture F) et c) un mode d'instabilité avec un déplacement latéral de la diagonale (Mode de rupture B).

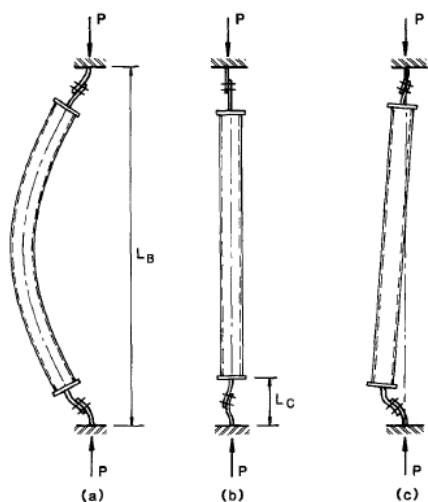


FIG. 3. Buckling Types: (a) Overall Member Buckling; (b) Connection Buckling without Sway; (c) Connection Buckling with Sway

Figure 2-21: Modes de rupture en compression d'une diagonale avec assemblage boulonné en cisaillement simple et gousset excentrique (Kitipornchai et al., 1993) : a) flambement global en flexion de la diagonale ; b) flambement de l'assemblage sans déplacement latéral de la diagonale; c) mode d'instabilité avec un déplacement latéral de la diagonale

En premier lieu, Kitipornchai et al. (1993) présentent les conditions à respecter pour éviter le mode de rupture dans l'assemblage pour lequel un déplacement latéral de la diagonale peut survenir (Figure 2-21 c). Celui-ci représente le mode de rupture B défini à la section 2.1.2 pour ce projet. Pour éviter ce mode de rupture, il est proposé de vérifier que la résistance au flambement élastique de l'assemblage soit plus élevée que l'effort produisant le flambement élastique de la diagonale. Selon leurs observations, les auteurs concluent que pour l'ensemble des diagonales et des assemblages de la pratique, cette vérification est toujours respectée. Ainsi, le flambement élastique de l'assemblage ne se produit jamais avant le flambement élastique de la diagonale, et la rupture par instabilité dans l'assemblage avec déplacement latéral de la diagonale n'est pas critique.

Les auteurs se sont donc intéressés davantage au mode de rupture où aucun déplacement latéral de la diagonale n'est observé (Figure 2-21 b). Ce mode d'instabilité correspond au mode de rupture F défini à la section 2.1.2. La Figure 2-22 illustre le montage utilisé pour évaluer la résistance en compression de l'assemblage boulonné. Ce montage ne permet pas d'inclure l'effet d'un déplacement latéral de la diagonale pouvant se déplacer latéralement. Puisqu'aucun

déplacement latéral de la diagonale ne se produit, on suppose que les extrémités de l'assemblage sont encastrées et ne peuvent se déplacer latéralement.

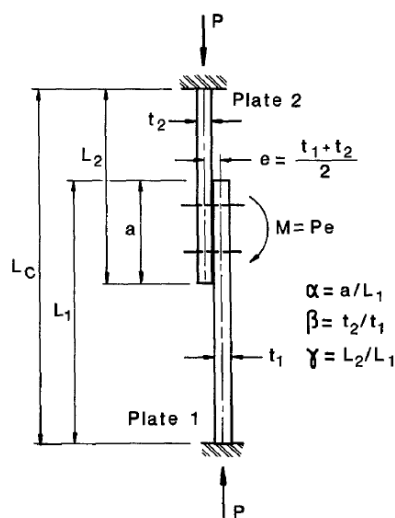


Figure 2-22: Modèle utilisé pour évaluer la résistance de l'assemblage boulonné en compression où aucun déplacement latéral de la diagonale ne se produit (Kitipornchai et al., 1993)

La Figure 2-23 présente les six modes de rupture pouvant se produire dans l'assemblage caractérisé par un déplacement latéral nul de la diagonale. La méthode de conception proposée pour ce mode de rupture prévoit avec précision la charge axiale maximale pouvant être supportée par l'assemblage. L'article de Kitipornchai et al. (1993) constitue la principale référence de la méthode proposée par le guide de conception des assemblages des profilés tubulaires de l'« Australian Steel Institute » (Syam et al., 1996).

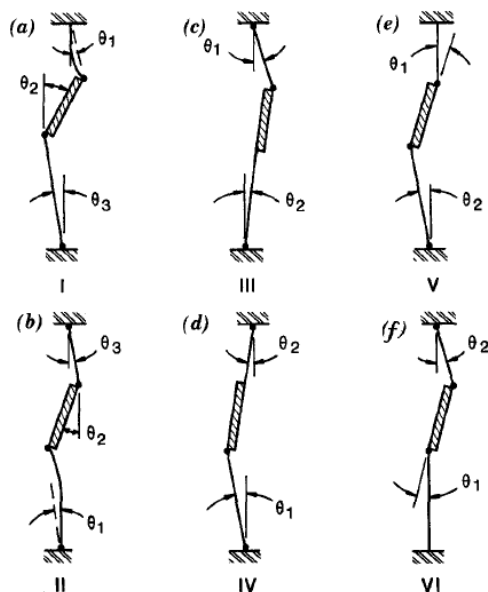


Figure 2-23: Modes de rupture possibles pour des assemblages où le déplacement latéral de la diagonale est empêché (Kitipornchai et al., 1993)

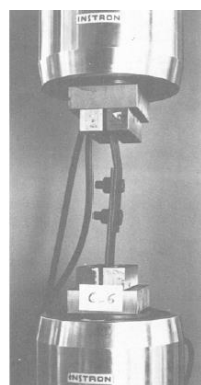


Figure 2-24: Montage expérimental (Kitipornchai et al., 1993)

2.4.2.2.2 Rupture dans l'assemblage où un déplacement latéral de la diagonale se produit

En Australie, la méthode de conception des assemblages boulonnés en cisaillement simple décrite dans le guide de Syam et al. (1996) a fait l'objet de préoccupations concernant le fait qu'elle ne représentait pas une méthode conservatrice (ASI, 2005) parce que la méthode de conception ne considère pas le déplacement latéral. En réponse à ces préoccupations, Clifton et al. (2007) ont produit un rapport présentant une méthode de conception considérant une grande quantité de résultats expérimentaux et numériques. Cette méthode considère que le mode de rupture de

l'assemblage se produira avec un déplacement latéral de la diagonale. Cette méthode proposée par Clifton et al. (2007) limite l'usage de ce type d'assemblage aux diagonales de catégorie 4 décrites par la norme NZS 3404 (SNZ, 2009-2015). Les contreventements avec diagonales de catégorie 4 ont une faible ductilité et doivent être conçus pour demeurer essentiellement élastique. Cette procédure considère les paramètres importants tels que :

- les défauts de rectitude des assemblages,
- les effets de second ordre et
- les critères de la stabilité élastique spécifiques à la rigidité rotationnelle des supports.

Khoo et al. (2010) réalisent une étude expérimentale où 12 diagonales ayant des longueurs et des assemblages boulonnés en cisaillement simple différents ont été testés en compression. Les résultats montrent que le mode de rupture critique est un mode de rupture où le déplacement latéral de la diagonale se produit. Ces résultats vont donc à l'encontre des conclusions présentées dans l'article de Kitipornchai et al. (1993). La Figure 2-25 présente quelques spécimens de l'étude de Khoo et al. qui ont subi un mode de rupture B tel que défini dans ce rapport. Pour l'ensemble des spécimens, la plaque de transfert était centrée avec le centre de la section du profilé tubulaire de la diagonale. La différence entre les trois spécimens de la Figure 2-25 est la longueur de l'assemblage L_c .

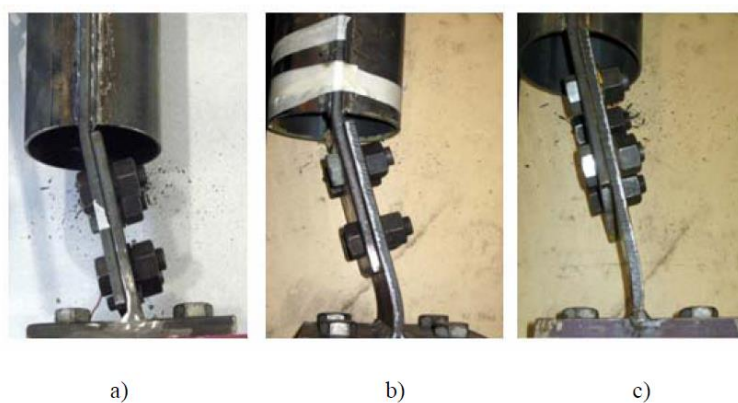


Figure 7. Observed Failure Mode (a) $L_c = 170\text{mm}$ (b) $L_c = 220\text{mm}$ (c) $L_c = 270\text{mm}$

Figure 2-25: Modes de rupture où un déplacement latéral de la diagonale se produit (Khoo et al., 2010)

Khoo et al. (2010) ont proposé une méthode de conception pour des assemblages boulonnés en cisaillement simple ayant des épaisseurs égales de plaque de transfert et de gousset.

L'assemblage étudié est représenté par un mécanisme à deux rotules plastiques tel qu'illustré à la Figure 2-26. Le gousset qui constitue l'élément inférieur de l'assemblage est encastré. Quant à la plaque de transfert, elle constitue l'élément supérieur de l'assemblage. Celle-ci peut se déplacer latéralement tout en étant fixée en rotation. À la Figure 2-26, le moment M illustré est causé par la présence de la charge axiale P et d'une excentricité e .

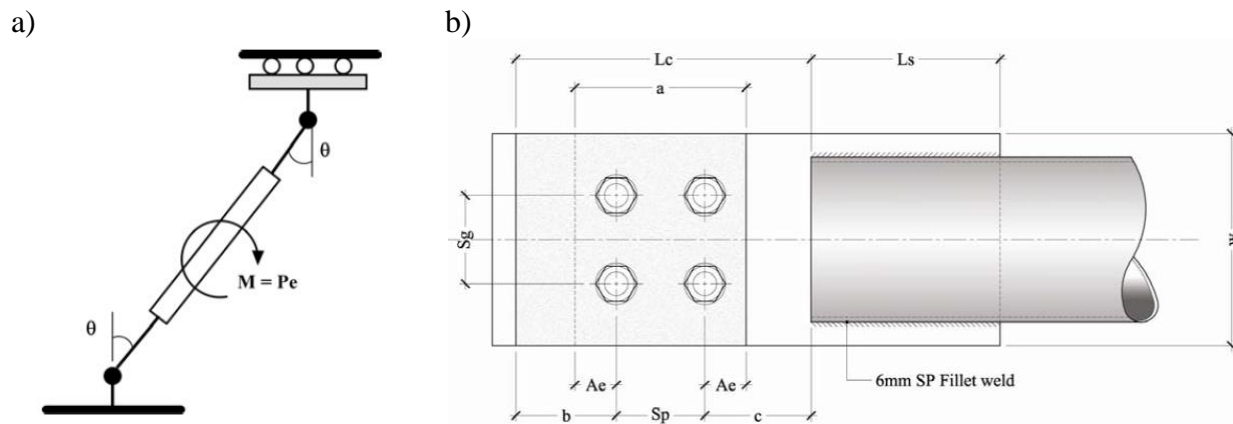


Figure 2-26: a) Mécanisme à 2 rotules plastiques représentant le mode de rupture où un déplacement latéral de la diagonale est attendu ; b) Assemblage typique de l'étude de (Khoo et al., 2010)

Pour déterminer l'effort axial maximal pouvant être supporté par l'assemblage, on a utilisé une méthode énergétique selon laquelle la somme du travail externe V [2-25] et du travail interne U [2-26] est nulle. Cela permet de déterminer la charge axiale P lorsque une rotation plastique Θ se développe dans les deux rotules plastiques montrées à la Figure 2-26.

$$V = P e \theta \quad [2-25]$$

$$U = (M_{p1} + M_{p2})\theta \quad [2-26]$$

où M_{p1} et M_{p2} sont les moments plastiques des deux plaques de l'assemblage. La méthode proposée par Khoo et al. (2010) suppose que les dimensions des deux éléments de l'assemblage sont identiques ($M_p = M_{p1} = M_{p2} = F_y w t^2 / 4$).

$$P = 2M_p / t \quad [2-27]$$

La charge axiale de rupture P est normalisée par la charge axiale de plastification ($P_y = \sigma_y w t$) et cette normalisation est définie par la valeur η de l'équation [2-28].

$$\eta = P/P_y \quad [2-28]$$

La charge de flambement élastique du système, P_E , dans le cas où le déplacement latéral de la diagonale est possible, est donnée par :

$$P_E = \frac{\pi^2 E I_c}{(1,2 L_c)^2} \quad [2-29]$$

Dans cette équation, E est le module d'élasticité, I_c est le moment d'inertie des plaques identiques de l'assemblage ($= wt^3/12$) et L_c est la longueur totale de l'assemblage, telle qu'illustrée à la Figure 2-26 b). En utilisant la charge de flambement élastique P_E , on peut déterminer l'élancement adimensionnel de l'assemblage :

$$\lambda = \sqrt{\frac{P_y}{P_E}} \quad [2-30]$$

En fonction de l'élancement λ , les charges de flambement critique P_c sont définies par les équations [2-31] et [2-32].

$$\lambda > \sqrt{2} : P_c = P_E \quad [2-31]$$

$$\lambda \leq \sqrt{2} : P_c = P_y \left(1 - \frac{P_y}{4P_E} \right) \quad [2-32]$$

La charge axiale ultime P_u considérant la charge de flambement critique P_c et la charge de rupture P causant les deux rotules plastiques dans les assemblages est obtenue à l'aide de l'équation [2-33].

$$P_u = \frac{P_c}{1 + \frac{P_c}{\eta P_y}} \quad [2-33]$$

Dans l'équation [2-33], l'influence de la charge axiale sur la résistance des moments plastiques M_p des plaques des assemblages n'est pas prise en compte. Ainsi, une deuxième itération doit être effectuée en utilisant un moment plastique réduit, $M_{p\text{-iter}}$ par la charge axiale P_u :

$$M_{p-iter} = M_p \left[1 - \left(\frac{P_u}{P_c} \right)^2 \right] \quad [2-34]$$

Le moment plastique M_{p-iter} est utilisé pour recalculer une charge axiale ultime P_u et un nouveau rapport η . La méthode proposée représente bien la charge de rupture et le mécanisme de rupture de son étude expérimentale.

Pour déterminer la résistance au flambement d'un tel assemblage, l'American Institute of Steel Construction (AISC) a publié une procédure simplifiée dans son « Design Guide no. 24 » (Packer et al., 2010). La Figure 2-27 présente le schéma du système utilisé pour l'évaluation de la résistance en compression d'un assemblage boulonné en cisaillement simple selon l'AISC. Tel qu'illustré, les extrémités ne peuvent subir de rotation, mais sont libres de se déplacer latéralement. Ceci implique que le coefficient de la longueur effective K est égal à 1,2 et s'applique à la longueur totale de l'assemblage L_c .

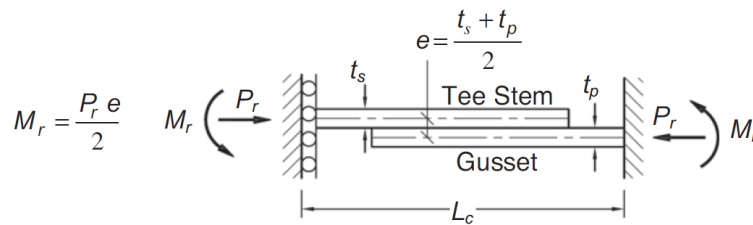


Figure 2-27: Modèle proposé par Packer et al. (2010) pour le calcul de la résistance au flambement de l'assemblage

Cette procédure consiste à vérifier l'interaction de la charge axiale P_r et du moment d'excentricité M_r avec les équations [2-35] et [2-36]. Dans cette méthode, le moment d'excentricité M_r est posé égal $P_r \cdot e / 2$.

$$\frac{P_r}{P_c} + \frac{8}{9} \left(\frac{M_{rx}}{M_{cx}} + \frac{M_{ry}}{M_{cy}} \right) \leq 1.0 \text{ for } \frac{P_r}{P_c} \geq 0,2 \quad [2-35]$$

$$\frac{P_r}{2P_c} + \left(\frac{M_{rx}}{M_{cx}} + \frac{M_{ry}}{M_{cy}} \right) \leq 1.0 \text{ for } \frac{P_r}{P_c} < 0,2 \quad [2-36]$$

Les résistances en compression P_c et en flexion M_c sont calculées avec les dimensions de la plaque la moins épaisse.

Ce mode de rupture a également été observé lors des essais expérimentaux de Gélinas (2013) avec des diagonales en X ayant des assemblages boulonnés en cisaillement simple (Figure 1-4). Les assemblages des diagonales ont été conçus selon les règles de conception de la norme CSA S16 et selon les pratiques courantes. Plusieurs spécimens ont subi une rupture par mode d'instabilité à trois rotules de la Figure 2-3 qui s'est produite pour des charges plus faibles que celles de conception. Cela confirme que les règles de conception actuelles sont inadéquates pour prédire le mode d'instabilité à trois rotules. Ce mode de rupture s'est produit dans les diagonales discontinues dans les plaques de l'assemblage central et dans la plaque de transfert située à l'extrémité de la diagonale.

En réponse aux résultats obtenus dans l'étude expérimentale de Gélinas (2013), une méthode de conception est proposée par Davaran et al. (2014) qui permet de concevoir des assemblages boulonnés en cisaillement simple avec des diagonales discontinues constituant des contreventements en X. De ce fait, les équations proposées sont développées pour des plaques de transfert de mêmes dimensions que la plaque centrale. Cette méthode de conception ne s'applique que pour déterminer la résistance du mode de rupture du mécanisme à 3 rotules.

Fang et al. (2015) ont également étudié le comportement des diagonales avec des assemblages boulonnés en cisaillement simple. Ils ont réalisé des essais expérimentaux suivis d'analyses analytiques et numériques. Les résultats de l'étude paramétrique numérique ont permis l'identification de trois modes de rupture principaux présentés à la Figure 2-28. Le mécanisme à 3 rotules (Figure 2-28 a) est le mode de rupture le plus fréquent de l'étude paramétrique (Mode de rupture B). Le deuxième mode de rupture observé est le développement de deux rotules plastiques dans la plaque de transfert (Figure 2-28 b), soit le mode de rupture E. Ce mode de rupture est survenu seulement dans les modèles numériques où l'épaisseur des goussets était élevée. De ce fait, lorsque les goussets sont très rigides, ce mode de rupture est plus enclin à se produire. Le flambement du gousset est le troisième mode de rupture observé (Figure 2-28 c). Ce mode de rupture survient principalement lorsque les plaques de transfert sont très rigides.

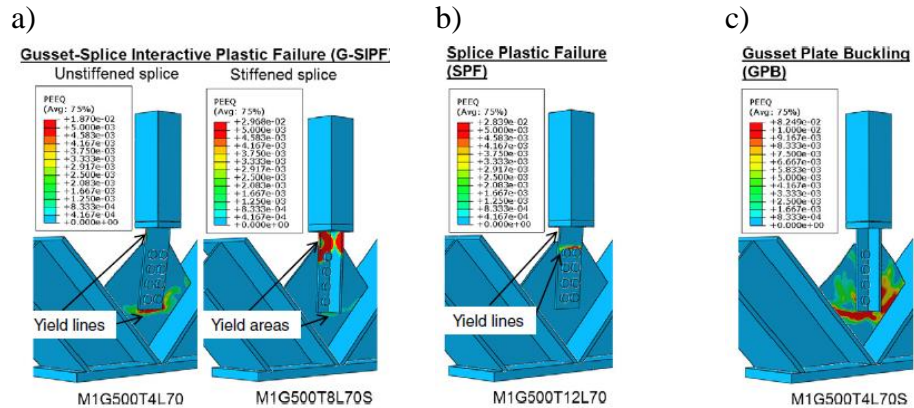


Figure 2-28: Modes de rupture principaux de l'étude paramétrique de Fang et al. (2015); a) Mode d'instabilité à trois rotules plastiques dans les assemblages (Mode de rupture B) ; b) Développement de 2 rotules plastiques dans la plaque de transfert (Mode de rupture E) ; c) Flambement du gousset.

Pour empêcher la rupture de l'assemblage selon ces trois modes, Fang et al. (2015) ont proposé des méthodes de conception pour les assemblages par calcul plastique. Les modèles simplifiés utilisés pour le calcul des résistances au mode d'instabilité à trois rotules et au développement de deux rotules plastiques dans les plaques de transfert sont présentés à la Figure 2-29. Pour la simplification des calculs, la rotule plastique développée dans le gousset « Hinge for design » (Figure 2-29 a) est présumée droite et se situe à l'extrémité de la plaque de transfert.

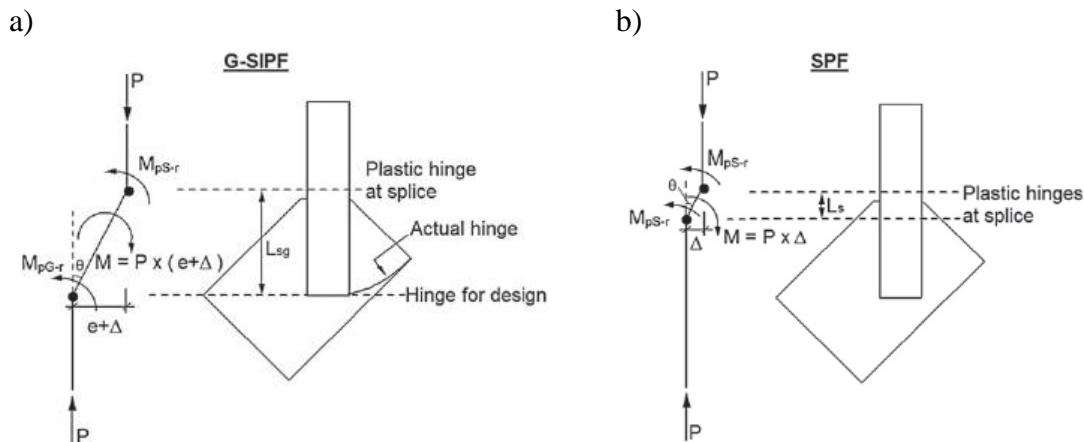


Figure 2-29: Modèles simplifiés utilisés pour le calcul des résistances des assemblages (Fang et al., 2015) ; a) Mécanisme à trois rotules dans les assemblages (Mode de rupture B) ; b) Présence de deux rotules plastiques dans la plaque de transfert (Mode de rupture E).

Une première méthode de calcul est proposée permettant de déterminer la résistance en compression du mécanisme à 3 rotules, soit le mode de rupture B. L'équilibre des moments du

modèle simplifié (Figure 2-29 a) est présenté à l'équation [2-38]. Les moments plastiques de la plaque de transfert $M_{(PL)p-r}$ et du gousset $M_{(G)p-r}$ sont équilibrés par le moment causé par la présence de l'excentricité e et du déplacement latéral Δ . Les moments plastiques dans les rotules M_{p-r} considèrent la présence de la charge axiale par l'application de l'équation d'interaction tel que présenté à l'équation [2-37]. En isolant la charge P de l'équation [2-38], il est ainsi possible d'obtenir la résistance de l'assemblage pour le mode d'instabilité à trois rotules.

$$M_{p-r} = \frac{9}{8} \left(1.0 - \frac{P}{P_y} \right) M_p \leq M_p \quad [2-37]$$

$$P(e + \Delta) = M_{(PL)p-r} + M_{(G)p-r} \quad [2-38]$$

Pour déterminer le déplacement latéral lors de l'atteinte de la charge de compression ultime ($\Delta_u = L_{sg} \cdot \Theta_u$), une équation basée sur les résultats de l'analyse paramétrique a été développée. La rotation lors de l'effort axial maximum Θ_u est donnée par l'équation [2-39]. Les coefficients de cette équation ont été obtenus par ajustement des résultats expérimentaux.

$$\theta_u = (0,056 - 0,0012e) \left(\frac{F_y}{355} \right)^{0.75} \quad [2-39]$$

Le flambement de la plaque de transfert se produit par l'apparition de deux rotules plastiques dans la plaque de transfert, tel que présenté à la Figure 2-6 et la Figure 2-28 b) a été observé dans l'étude de Fang et al. (2015). Dans ce mémoire, ce mode de rupture est aussi nommé mode de rupture E. Pour évaluer la résistance du mode de rupture par développement de deux rotules dans les plaques de transfert, les principes de calcul plastique et d'équilibre des forces sont utilisés.

L'équilibre des efforts s'effectue en se basant sur la Figure 2-29 b) et se définit par l'équation [2-40].

$$P(\Delta) = M_{(PL)p-r} \quad [2-40]$$

où $M_{(PL)p-r}$ est défini par l'équation [2-37].

Le déplacement latéral lors de l'atteinte de l'effort axial maximum $\Delta_u = \Theta_u \cdot L_s$ où la rotation Θ_u est obtenue de l'équation [2-41] qui a été développée à partir des résultats numériques. La

longueur L_s est la distance entre les deux rotules plastiques. Dans l'équation [2-41], on remarque que la longueur totale de l'assemblage L_{sg} a une influence sur l'équilibre.

$$\theta_u = (0,056 - 0,0012e) \left(\frac{F_y}{355} \right)^{0,75} \left(\frac{L_{sg}}{L_s} \right)^{0,25} \quad [2-41]$$

Pour déterminer la résistance au flambement des goussets, il est proposé de modifier le coefficient de longueur effective K et de calculer la résistance au flambement en considérant une colonne équivalente à celle de Whitmore. Par contre, il est spécifié que la valeur proposée doit être validée avec des essais supplémentaires.

Pour diminuer les coûts des systèmes de diagonales de contreventement avec fusible ductile en acier, St-Onge (2012) a proposé une méthode de conception pour des assemblages boulonnés en cisaillement simple. La méthode de conception proposée pour ces assemblages suppose que la rotation des extrémités des diagonales soit localisée dans les plaques de transfert, à l'extrémité de la diagonale. Des critères sont proposés pour la conception des plaques de transfert, des boulons et des goussets. Ces critères sont énumérés ci-dessous :

- Les plaques de transfert sont conçues pour résister aux efforts axiaux seulement, soient T_u/T_{u-F} et C_u . Pour permettre la formation des rotules plastiques dans les plaques de transfert, un espace libre de $2t_{PL}$ doit être laissé entre l'extrémité du profilé HSS et l'extrémité du gousset. De plus, un critère est inclus qui favorise un mode de rupture ductile dû à la présence d'une rotule plastique, soit: $A_g F_y < A_n F_u$
- Une méthode de conception des boulons est proposée pour considérer la présence du moment d'excentricité ainsi que la présence possible d'un effort de traction supplémentaire T_f dans les boulons dû à la déformation de l'assemblage. Le comportement de l'assemblage lors du flambement de la diagonale et les forces de traction développées dans les boulons sont présentés à la Figure 2-30.

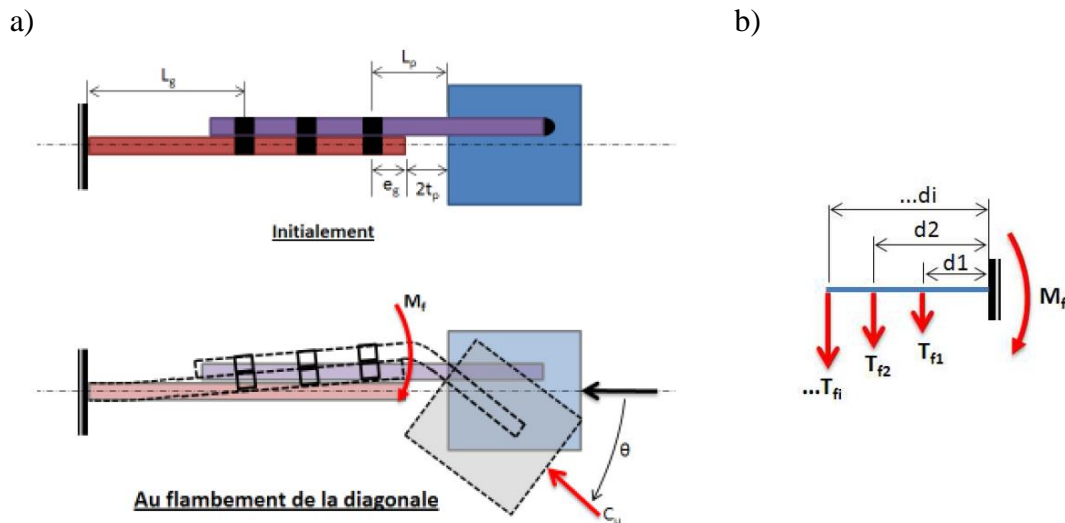


Figure 2-30: a) Comportement de l'assemblage lors du flambement de la diagonale ; b) Forces de traction développées dans les boulons suite au flambement de la diagonale (St-Onge, 2012)

- Le dimensionnement du gousset débute par la vérification de la résistance en compression selon la méthode de Whitmore. Ensuite, l'équation d'interaction est vérifiée entre la résistance probable en compression de la diagonale C_u et le moment de flexion ultime développé par la plaque de transfert $M_{p-PL-ult}$:

$$M_{p-PL-ult} = 1.1Z_{PL}(R_y F_y)_{PL} \quad [2-42]$$

- De plus, il établit un critère de rigidité voulant que la rigidité flexionnelle du gousset soit le double de celle de la plaque de transfert en considérant la largeur de Whitmore.

2.4.3 Géométrie des goussets d'assemblage

La géométrie des goussets a une influence sur leur comportement et leur résistance lorsqu'ils sont soumis à des efforts de compression.

Sheng et al. (2002) ont étudié au moyen de modèles numériques le comportement des goussets soumis à un effort de compression. Plusieurs paramètres ont été étudiés dont, entre autres, la longueur non-supportée du gousset, la forme du gousset et la longueur de l'assemblage reliant la plaque de transfert au gousset.

Dans leur étude paramétrique, Sheng et al. (2002) ont constaté que l'augmentation de la longueur non-supportée du gousset L_{ns-G} peut causer des instabilités locales. Pour éviter le voilement local,

ils ont suggéré d'utiliser le critère défini par la norme CSA S6-88 (CSA, 1988) de $L_{ns-G}/t_G < 945/\sqrt{F_y}$. Précédemment, Astaneh-Asl (1998) avait recommandé de limiter la longueur non-supportée du gousset à $0,75t_G\sqrt{(E/F_y)}$.

Sheng et al. (2002) ont étudié les géométries de la Figure 2-31. Ils ont démontré que la résistance en compression des goussets décroît en passant de la géométrie de type GP à la géométrie de type « SHAPE 3 ». De plus, ils constatent que pour une géométrie de gousset donnée, l'augmentation de la longueur SL de la plaque de transfert augmente la résistance en compression du gousset.

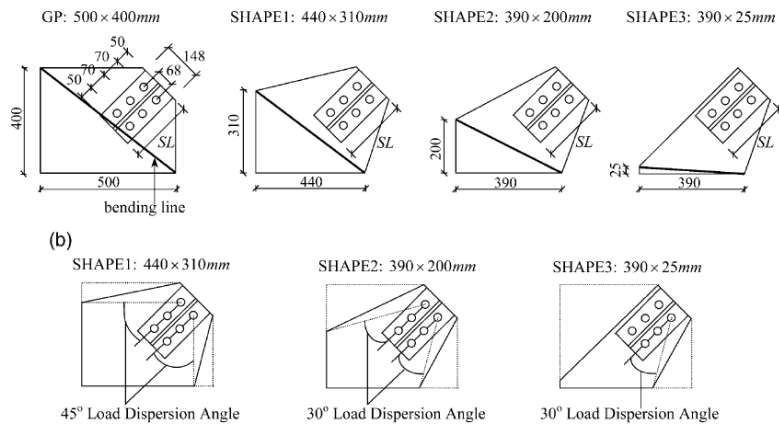


Figure 2-31: Géométries des goussets de l'étude de (Sheng et al., 2002)

Dans l'article de Davaran et al. (2014), une étude numérique a été réalisée pour déterminer la rigidité des plaques centrales des diagonales de contreventement en X par rapport à l'angle d'intersection des deux diagonales (Figure 2-32a). La rigidité est obtenue en considérant une longueur de rotation effective g'_1 calculée avec :

$$g'_1 = g_1 + g_{tr} \quad [2-43]$$

$$g_{tr} = \left[0.65 + 0.11(W/t - 5)t \left(\frac{45 - \omega}{20} \right)^{0.72} \right] \quad [2-44]$$

La longueur g_{tr} dépend des dimensions de la plaque, W et t , et de l'angle d'intersection entre la diagonale discontinue et la diagonale continue présenté à la Figure 2-32a. La Figure 2-32b confirme que les équations [2-43] et [2-44] (équation 6 dans Davaran et al., 2014) permettent de prédire avec précision la longueur de rotation effective g'_1 en comparaison avec les résultats obtenus des analyses par éléments finis.

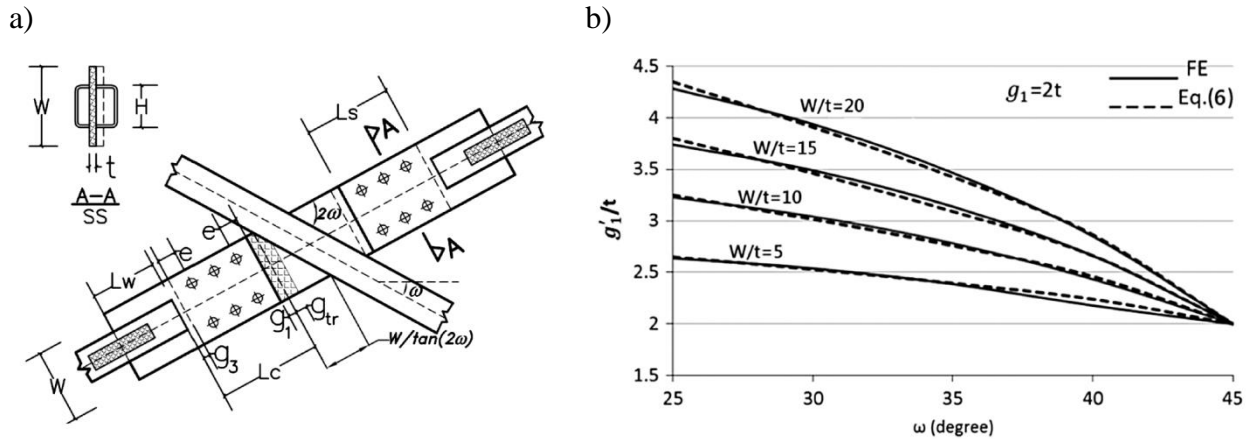


Figure 2-32: a) Assemblage du centre des contreventements en X ; b) Comparaison des longueurs effectives g'_1 en fonction des différents angles ω pour l'équation proposée par (Davaran et al., 2014) et les modèles par éléments finis

De plus, Davaran et al. (2014) ont proposé un ajustement des longueurs de rotation g_1 et g_3 de la Figure 2-32a en considérant l'influence du chevauchement des plaques. De la théorie élémentaires des poutres, ils ont déterminé que la longueur équivalente de rotation de ces espaces libres \bar{g}_1 et \bar{g}_3 pouvait être obtenue de :

$$\bar{g}_i = g_i + \frac{e}{4} \quad [2-45]$$

où e est la longueur entre l'extrémité de la plaque et le centre de la dernière rangée de boulons, tel qu'illustré à la Figure 2-32a.

2.5 Modélisation numérique

Tel que discuté précédemment, on remarque que le comportement des diagonales de contreventement est très sensible aux propriétés des matériaux, à la géométrie des éléments et aux détails des assemblages. La modélisation numérique par éléments finis des diagonales permet d'étudier des ensembles D-A en considérant les comportements locaux, les non-linéarités géométriques, le comportement non-linéaire du matériau ainsi que la combinaison des efforts axiaux et de flexion.

Dans le cadre de cette recherche, on s'est concentré sur le comportement sous chargement monotonique car l'objectif est d'étudier la résistance en compression de l'ensemble D-A, plus spécifiquement de vérifier si la résistance en compression de la diagonale lors du premier cycle

de chargement est affectée par l'assemblage et déterminer les efforts maximum devant être repris par l'assemblage. Le comportement cyclique n'a donc pas été examiné dans cette étude. De plus, étant donné l'absence d'essais expérimentaux, le comportement attribué aux matériaux des modèles par éléments finis est de type élastique parfaitement plastique. Ces hypothèses ont permis de simplifier les analyses par éléments finis qui ont été réalisées. L'hypothèse sur le comportement du matériau devrait donner lieu à des résultats du côté de la sécurité car la contribution de l'écrouissage de l'acier sur la résistance au flambement des composantes a été négligée.

Deux logiciels ont été utilisés pour réaliser les simulations numériques des ensembles D-A. Premièrement, le logiciel OpenSees (PEER, 2012) est utilisé pour l'élaboration de modèles fibres simples permettant une modélisation et une analyse rapide. Deuxièmement, afin d'évaluer la validité des résultats d'OpenSees, des modèles plus complexes ont été construits et analysés avec le logiciel Abaqus (Dassault-Systèmes, 2013). Pour chacun de ces logiciels, les caractéristiques de différents modèles numériques de la littérature sont présentées dans le but de faciliter et d'appuyer la modélisation numérique qui ont été effectuées dans le cadre de cette recherche.

2.5.1 OpenSees

Le logiciel OpenSees est un outil performant d'analyse non-linéaire de systèmes structuraux. Il permet la modélisation des diagonales à partir d'éléments de poutres permettant de tenir compte du comportement inélastique du matériau et les non-linéarités géométriques. Ces éléments sont nommés « Force-Based Beam-Column Element » (Mazzoni et al., 2006).

Tel qu'énoncé par Uriz et al. (2008), ce type d'élément peut être utilisé pour représenter le comportement d'une membrure, incluant la plastification et le flambement, soumise à une combinaison d'effort axial et de flexion bidirectionnelle. La membrure est modélisée à l'aide de plusieurs éléments. Pour chaque élément, la section de la membrure est discrétisée par des fibres longitudinales et on définit plusieurs points d'intégration où est évaluée la rigidité de la membrure. Les caractéristiques du matériau sont assignées à chaque fibre de la section de sorte que la relation contrainte-déformation du matériau, pouvant être non-linéaire, est définie prise en compte dans l'intégration des contraintes et des déformations sur la section. Ce type d'élément suppose que les sections planes le demeurent sous le chargement. L'élément adopte la théorie des

grandes déformations (« corotationnal » formulation), ce qui permet de considérer les effets $P-\delta$ sur la rigidité flexionnelle et la stabilité de la membrure sous effort de compression.

Le matériau qui a été assigné aux éléments non-linéaires du modèle proposé par Uriz et al. (2008) se nomme « Steel 02 » (Mazzoni et al., 2006). Ce matériau permet de reproduire le comportement non-linéaire d'hystérésis typique des diagonales sollicitées par un chargement sismique. Il se base sur le modèle Giuffré-Menegotto-Pinto pour reproduire l'écrouissage isotrope et l'écrouissage cinématique. Ce matériau sera utilisé dans la présente recherche malgré que le comportement hystérétique de la diagonale ne soit pas un sujet de l'étude.

Il est important de mentionner que ce type de modèle ne permet pas de tenir compte du voilement local des parois.

Le modèle décrit précédemment avait aussi été utilisé par Aguero et al. (2006) pour reproduire le comportement de diagonales de contreventement. Dans leur étude, les auteurs ont utilisé les valeurs suivantes pour les paramètres R_0 , cR_1 et cR_2 du matériau « Steel 02 » : 25, 0,925 et 0,15. Ces paramètres permettent d'assurer une transition entre les comportements élastique et plastique du matériau. De plus, le paramètre d'écrouissage cinématique b a été fixé à 0,01. Pour établir un modèle par éléments finis représentatif des résultats expérimentaux étudiés, ils ont effectué des analyses de sensibilité sur quelques paramètres de modélisation. Par exemple, ils ont déterminé qu'il était nécessaire d'utiliser les paramètres suivants pour représenter avec suffisamment de précision le comportement cyclique inélastique global de diagonales faites de profilés tubulaires de section carrée :

- 3 points d'intégration par élément,
- 8 éléments par diagonale et
- 16 fibres pour décrire la section d'un profilé tubulaire carré

Chen et al. (2013) ont réalisé des simulations numériques avec le même modèle pour prédire le comportement cyclique inélastique des diagonales faites de profilés tubulaires HSS, incluant la rupture par fatigue. Pour représenter avec justesse les résultats expérimentaux, ils ont déterminé que la diagonale doit être divisée en 16 éléments au minimum, mais de préférence en 20 éléments. De plus, ils ont recommandé une discrétisation par des fibres telle qu'illustrée à la

Figure 2-33c avec au moins 4 fibres sur l'épaisseur du profilé, tel que recommandé par Tremblay (2008).

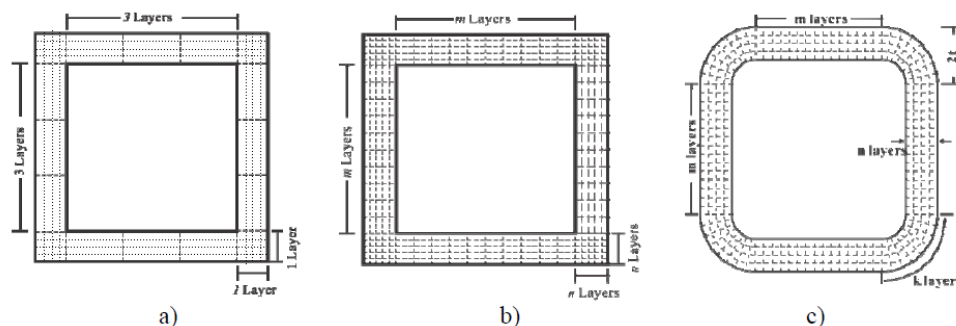


Figure 2-33: Discretisation des fibres sur la section du profilé tubulaire des modèles numériques (Chen et al., 2013)

L'incorporation des goussets dans les modèles numériques est importante pour permettre une représentation fidèle du comportement des diagonales de contreventement. Dans les modèles numériques de Aguero et al. (2006) et de Chen et al. (2013), les goussets ont été modélisés par des ressorts rotationnels ayant un comportement moment-rotation non-linéaire. Pour ce faire, on a utilisé des éléments de type « *zeroLength* » auxquels des propriétés non-linéaires ont été attribuées grâce au matériau « Steel 02 ». Uriz et al. (2008) ont utilisé pour les goussets des éléments de type « Force-Based Beam-Column Element » ayant une section rectangulaire définie par des fibres, permettant ainsi d'obtenir la plastification sous l'effet de l'effort axial et de flexion.

2.5.2 Abaqus

Le logiciel Abaqus est un logiciel permettant la création et l'analyse de modèles par éléments finis. Cette section présente diverses méthodes de modélisation numérique concernant les profilés tubulaires et les assemblages boulonnés.

2.5.2.1 Modélisation des profilés tubulaires HSS

Plusieurs modèles numériques ont été créés pour représenter le comportement des diagonales de contreventement faites de profilés tubulaire HSS. Différentes conditions frontières et différents éléments ont été utilisés pour la modélisation numérique dans le logiciel Abaqus.

R. Zhao (2005) a réalisé une étude numérique et expérimentale des profilés tubulaires carrés et rectangles ayant des assemblages d'extrémité faits de goussets. Les non-linéarités reliés au matériau et à la géométrie sont considérées dans les analyses. Le modèle est constitué d'éléments plaques de 4 nœuds S4 et d'éléments solides C3D8. Seul un huitième (1/8) du modèle est modélisé grâce aux conditions frontières de symétrie du problème qui ont été considérées dans le modèle. La Figure 2-34 présente le maillage du modèle et la combinaison des éléments de type « plaque » avec les éléments de type « solide ». Les soudures n'ont pas été modélisées pour simplifier le modèle; une contrainte d'attache a cependant été utilisée pour relier les nœuds du gousset et du HSS. La partie modélisée par des éléments solides permet de représenter les comportements locaux, car une grande concentration de contraintes se produit à l'extrémité de la fente réalisée pour insérer le gousset lors du chargement en traction de la diagonale (Zhao et al., 2009).

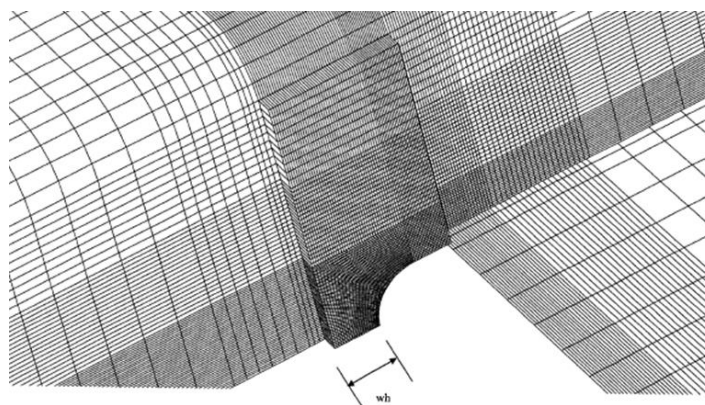


Figure 2-34: Vue agrandie du maillage utilisé dans le modèle numérique de (R. Zhao, 2005) au niveau de l'ouverture du profilé tubulaire

Ching-Yi et al. (2010) ont réalisé une étude expérimentale et numérique concernant des cadres contreventés de deux étages. La Figure 2-35 présente le modèle numérique utilisé pour l'étude réalisée dans Abaqus. Des éléments de type plaques S4R sont utilisés pour modéliser les poutres, les colonnes, les diagonales, les raidisseurs et les goussets. Ces éléments ont une formulation à intégration réduite pour réduire le temps d'analyse. La Figure 2-36 présente des aspects du comportement observé lors du flambement de la diagonale du spécimen d'essais et les résultats de l'analyse qui a été effectuée pour reproduire ce comportement. À partir des résultats de leurs analyses, ils concluent que le logiciel Abaqus est un logiciel adéquat pour la recherche sur le comportement sismique non-linéaire des systèmes de contreventements concentriques.

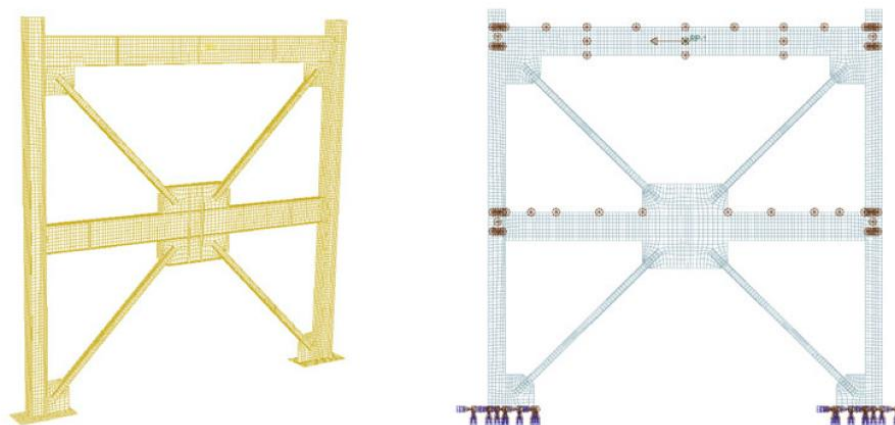


Figure 2-35: Maillage et conditions frontières du modèle numérique (Ching-Yi et al., 2010)

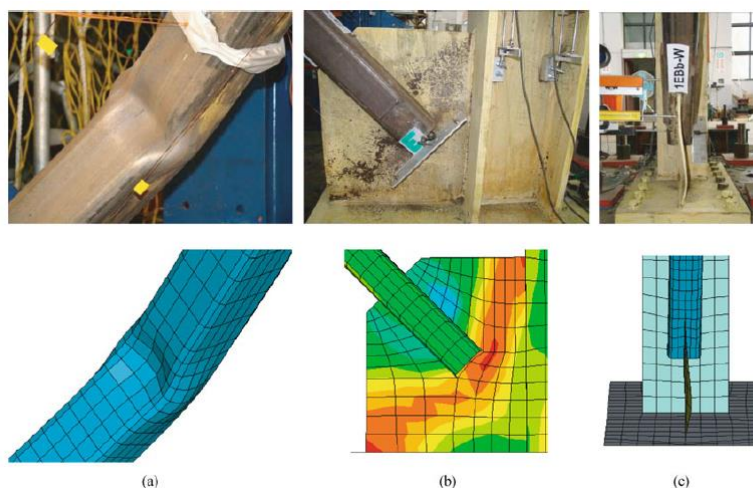


Figure 2-36: Comparaison des spécimens expérimentaux et des modèles numériques lors du flambement de la diagonale (Ching-Yi et al., 2010) ; a) Voilement local du HSS ; b) Distribution des contraintes dans le gousset ; c) Déformation hors-plan du gousset

Haddad et al. (2011) ont développé un modèle numérique pour reproduire le comportement hystérésis des diagonales de contreventement travaillant en traction/compression. En raffinant leur modèle numérique, ils ont inclus un critère concernant la rupture en fatigue pour proposer de nouvelles équations concernant l'endurance à la fracture. Les modèles numériques ont été développés à l'aide du logiciel Abaqus et leur géométrie est illustrée à la Figure 2-37. Les diagonales et les goussets ont été modélisés par des éléments de plaque S4R.

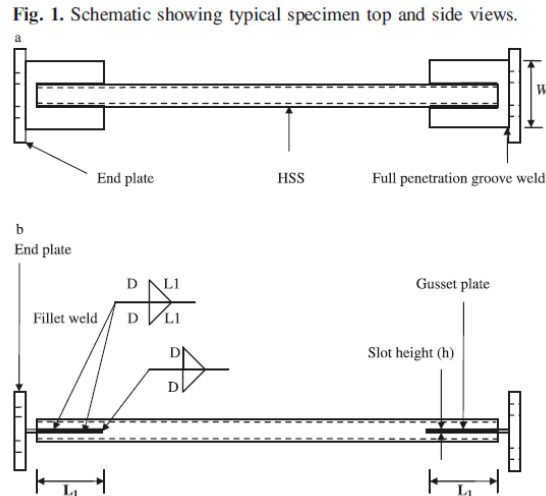


Figure 2-37: Schéma représentant les diagonales des simulations numériques (Haddad et al., 2011)

2.5.2.2 Modélisation des assemblages boulonnés :

Tel que présenté précédemment, Sheng et al. (2002) ont réalisé une étude paramétrique numérique du comportement et de la résistance en compression de goussets. La Figure 2-38 présente l'allure typique du maillage des goussets de l'étude. Des éléments de type plaque ayant 4 nœuds S4R et ayant 3 nœuds S3R ont été utilisés pour modéliser le gousset. Les non-linéarités géométriques et celle du matériau sont considérées. Les conditions frontières du gousset, poutre et colonne, sont modélisées en tant qu'encastrement parfait. Le transfert de la charge de la plaque de transfert au gousset s'effectue aux endroits où sont localisés les boulons, mais aucun boulon n'est modélisé.

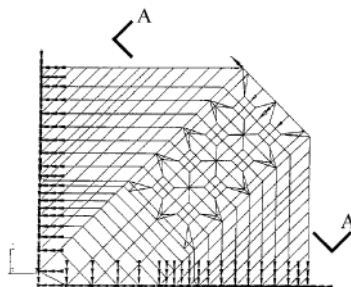


Figure 2-38: Représentation typique du modèle numérique du gousset (Sheng et al., 2002)

Lorsque les boulons sont modélisés pour obtenir un comportement plus complet de l'assemblage boulonné, des éléments tridimensionnels de forme cubique sont généralement utilisés. Les éléments à interpolation linéaire (C3D8) sont recommandés lorsque de grandes contraintes et distorsions sont attendues (Bursi et al., 1997). Cependant, la formulation de ces éléments inclue un verrouillage parasite en cisaillement, ce qui résulte en une rigidité trop élevée du modèle. Pour contrer ce phénomène, deux types d'éléments sont utilisés, soit les éléments linéaire tridimensionnels à intégration réduite C3D8R ou les éléments incluant les modes incompatibles C3D8I. Les éléments C3D8R n'ont qu'un seul point d'intégration, ce qui entraîne l'apparition du phénomène nommé « hourglassing ». Ce phénomène donne lieu à des éléments ayant une grande souplesse ce qui peut conduire à une distorsion excessive. Ce phénomène est maîtrisé numériquement dans le logiciel Abaqus et un maillage fin est recommandé pour obtenir des résultats adéquats. Pour les éléments C3D8I, des degrés de liberté supplémentaires ont été ajoutés. De ce fait, le temps de calcul peut être plus important que celui des modèles ayant des éléments linéaires, mais il est tout de même moins élevé que celui des modèles ayant des éléments quadratiques. Ces éléments ne devraient pas être soumis à des distorsions trop importantes.

Effectivement, Ju et al. (2004) ont utilisé des éléments finis élasto-plastique tridimensionnels C3D8I pour représenter les composantes de l'assemblage soit les boulons, les rondelles et les éléments structuraux en acier. De plus, un coefficient de friction de 0,2 a été utilisé entre les surfaces des plaques. L'épaisseur des plaques est divisée en plusieurs éléments pour l'obtention d'un comportement adéquat tel qu'illustré à Figure 2-39.

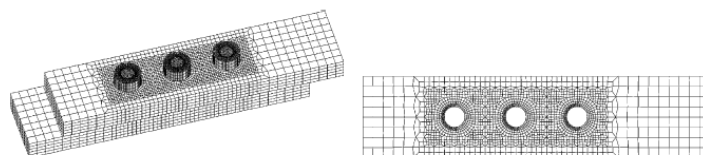


Figure 2-39: Vue du maillage typique de l'assemblage boulonné (Ju et al., 2004)

Salih et al. (2011) ont réalisé une étude numérique du comportement des assemblages boulonnés des pièces en acier inoxydable. Les éléments utilisés pour la modélisation des assemblages sont des éléments linéaires C3D8. Les modèles numériques incluent le phénomène de friction qui a été représenté à l'aide d'un coefficient de friction égal à 0,2.

CHAPITRE 3 ANALYSE DE LA STABILITÉ DE LA DIAGONALE DE CONTREVENTEMENT

3.1 Introduction

Ce chapitre présente l'étude de la stabilité de la diagonale de l'ensemble D-A. Cette étude est réalisée dans le but de déterminer un modèle élastique simple permettant de déterminer les efforts et la résistance en compression des diagonales faisant l'objet de cette recherche.

Cette étude présente les équations théoriques de la stabilité permettant d'établir le comportement de modèles simplifiés représentant la diagonale et les assemblages de l'ensemble D-A. À l'aide de ces modèles simplifiés, on peut étudier l'influence de l'excentricité e_{PL} et de la rigidité rotationnelle élastique de la plaque de transfert c_{PL} sur le comportement global de l'ensemble D-A.

La plaque de transfert offre une rigidité rotationnelle aux extrémités de la diagonale et elle applique une charge axiale excentrée par rapport au centre de la diagonale. Pour simplifier les modèles, la rigidité rotationnelle élastique de la plaque de transfert est modélisée par un ressort rotationnel ayant une rigidité c_{PL} . Quant à l'excentricité e_{PL} , elle est modélisée par un désaxement de la charge P appliquée. À ce jour, il est bien connu que la présence d'une excentricité peut créer un moment de flexion dans la diagonale et ainsi réduire sa résistance en compression. D'un autre côté, la présence de ressorts rotationnels offre un encastrement partiel qui augmente la résistance au flambement de la diagonale.

L'influence des deux paramètres de l'étude e_{PL} et c_{PL} sur la résistance en compression des diagonales est évaluée pour l'ensemble des modèles simplifiés. Pour ce faire, on utilisera la superposition des contraintes dues à l'effort axial et les moments de flexion et on supposera que le flambement de la diagonale survient lorsque la contrainte totale atteint la limite élastique de l'acier.

Les modèles simplifiés n'incluent pas la présence du gousset. Son influence sur la résistance en compression des diagonales est toutefois évaluée à l'aide d'une étude paramétrique réalisée à l'aide du logiciel par éléments finis OpenSees. Les résultats issus de cette étude paramétrique sont comparés avec ceux obtenus de l'étude analytique de la stabilité de la diagonale.

Les sous-sections suivantes présentent :

- la méthodologie de l'étude de la stabilité de la diagonale,
- les différents modèles simplifiés utilisés pour l'étude incluant :
 - les équations de la stabilité utilisées et
 - les résistances en compression calculées pour différentes valeurs des paramètres e_{PL} et c_{PL} .
- la validation des équations théoriques de la stabilité par des modèles d'éléments finis réalisés avec le logiciel OpenSees,
- l'influence de la rigidité rotationnelle élastique des goussets c_G sur la résistance en compression et
- les limitations des modèles simplifiés pour prédire le comportement réel des ensembles D-A.

3.2 Méthodologie

Les équations théoriques de la stabilité élastique sont présentées pour chacun des modèles simplifiés. Ces équations permettent de calculer la déformée des systèmes en considérant les effets P- δ . Ainsi, les moments de flexion dans la diagonale et dans les ressorts rotationnels élastiques c_{PL} peuvent être déterminés en tenant compte de ces effets.

En combinant la charge axiale P et l'effort de flexion M à la mi-longueur de la diagonale, déterminés par les équations de la stabilité, il est possible d'évaluer le début de la plastification de la section à l'aide de la superposition des contraintes :

$$\frac{P}{A F_y} + \frac{M\left(\frac{d_{HSS}}{2}\right)}{I F_y} \leq 1.0 \quad [3-1]$$

où A, I et F_y sont respectivement l'aire, le moment d'inertie et la limite élastique du profilé tubulaire et d_{HSS} est la profondeur du profilé tubulaire. Le début de la plastification de la section marque le début du flambement inélastique de la diagonale. Par conséquent, des courbes de résistance en compression peuvent être définies pour différents modèles simplifiés à l'aide d'un chiffrier.

Avec les courbes de résistance obtenues de ces différents modèles simplifiés, il sera possible de démontrer l'influence de chacun des paramètres d'étude, c_{PL} et e_{PL} , sur la résistance en compression des diagonales. Les paramètres c_{PL} et e_{PL} seront étudiés de façon individuelle et de façon combinée.

Les efforts et les résistances obtenus des équations de la stabilité élastique et de l'équation [3-1] sont validés avec des modèles par éléments finis créés avec le logiciel OpenSees. Les détails de cette validation sont présentés à l'Annexe A.

Comme les modèles simplifiés étudiés par les équations de la stabilité n'incluent pas la présence du gousset, une étude paramétrique a été réalisée à l'aide du logiciel OpenSees pour déterminer l'influence du gousset. Les paramètres de cette étude sont la rigidité rotationnelle des plaques de transfert c_{PL} et des goussets c_G , l'excentricité e_{PL} et le coefficient d'élancement de la diagonale $(L/r)_{HSS}$.

3.3 Modèles simplifiés de l'étude analytique

L'étude de la stabilité de la diagonale se fait à partir de l'élaboration de modèles simplifiés.

Le premier modèle étudié est une diagonale aux extrémités rotulées pour situer les équations théoriques de la stabilité par rapport au comportement défini par la norme CSA S16 et par rapport à la charge de flambement élastique (Euler).

Deux autres modèles vont permettre d'examiner l'influence de chacun des paramètres, c_{PL} et e_{PL} , individuellement sur le comportement en compression des diagonales.

Finalement, un dernier modèle va combiner l'effet des deux paramètres, c_{PL} et e_{PL} , pour analyser leur influence sur le comportement en compression des diagonales.

3.3.1 Caractéristiques des modèles

Les modèles d'étude sont basés sur les caractéristiques des différents modèles analytiques étudiés dans la revue de la littérature du Chapitre 2, soit celui de Razzaq and Calash (1985) et celui de Papadrakakis and Loukakis (1988).

Tel qu'énoncé dans la littérature, les modèles simplifiés de l'étude de la stabilité considèrent la présence d'un défaut de rectitude, d'un effort axial excentré et de ressorts rotationnels aux extrémités de la diagonale.

Pour déterminer les courbes de résistance en compression des différents modèles simplifiés, la limite élastique F_y des profilés HSS a été posée à 345 MPa.

Les modèles simplifiés considèrent un matériau élastique pour les plaques de transfert contrairement aux modèles analytiques présentés dans la revue de la littérature (Razzaq et al., 1985) et (Papadrakakis et al., 1988). Cela implique que la rigidité des ressorts rotationnels reste constante jusqu'au flambement de la diagonale. La progression de la plastification des plaques de transfert sera traitée dans le Chapitre 5.

3.3.1.1 Défaut de rectitude

Pour l'étude de la stabilité, l'ensemble des modèles est analysé en considérant la présence d'un défaut de rectitude Δ_o . Selon CSA S16 art : 29.3.3, le défaut de rectitude de conception pour ce type de diagonale de contreventement est de $0,002L$, où L correspond à la longueur de la diagonale. Pour l'ensemble des modèles simplifiés, la déformée initiale v_o est décrite par une fonction sinusoïdale selon l'équation [3-2].

$$v_o = \Delta_o \sin \frac{\pi x}{L} \quad \text{où } \Delta_o = 0,002L \quad [3-2]$$

Pour l'étude de la stabilité, le sens du défaut de rectitude est toujours négatif $\Delta_o(-)$ lorsqu'on se réfère à la Figure 2-1. Cette déformée initiale induit un moment qui s'ajoute à celui causé par l'excentricité dans les éléments de l'ensemble D-A. De ce fait, on obtient avec les équations de la stabilité une valeur conservatrice de la résistance en compression des diagonales.

3.3.1.2 Contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles n'ont pas un impact significatif sur la résistance en compression des profilés tubulaires HSS. Pour l'analyse de la stabilité, les contraintes résiduelles n'ont donc pas été incluses dans les modèles simplifiés.

Cette hypothèse sera validée à la section 3.3.2 par le fait que la courbe de la résistance en compression du modèle de base coïncide presque parfaitement avec la courbe de résistance en compression nominale C_n de la norme CSA S16. Ces courbes sont présentées à la Figure 3-2. De plus, le modèle de base a été validé par un modèle par éléments finis où aucune distribution de contraintes résiduelles n'a été incluse.

3.3.2 Modèles de base

Le modèle de base représente une diagonale où les extrémités sont parfaitement rotulées et la charge est concentrique (excentricité nulle), tel que présenté à la Figure 3-1.

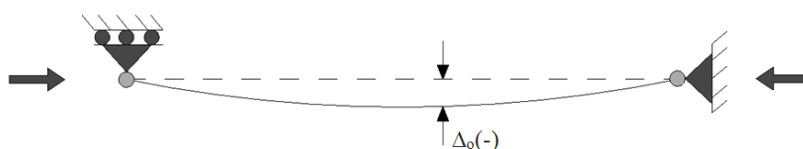


Figure 3-1 : Modèle de base.

Ce modèle représente l'hypothèse couramment utilisée dans la pratique qui veut qu'une conception conservatrice des diagonales de contreventement soit exécutée en supposant des rotules aux extrémités des diagonales. Le modèle de base permet de comparer le comportement obtenu des équations théoriques de la stabilité à l'équation de la résistance en compression nominale C_n définie par l'équation [3-7] et prescrite par la norme CSA S16.

3.3.2.1 Équations théoriques de la stabilité

En posant l'équilibre des forces lorsque la diagonale est en position déformée, il est possible de déterminer la déformée v . Par conséquent, il est possible d'obtenir les efforts de flexion dans la diagonale.

La déformée au centre, $v_{L/2}$, est obtenue en équilibrant les forces sur la pièce en position déformée :

$$v_{\frac{L}{2}} = \frac{\Delta_o}{\left(1 - \frac{P}{P_E}\right)} \sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) \quad [3-3]$$

où P_E est la charge critique en compression d'une diagonale ayant les extrémités rotulées ($K = 1,0$) :

$$P_E = \frac{\pi^2 EI}{(L)^2} \quad [3-4]$$

Pour le modèle de base, le moment au centre du profilé $M_{L/2}$ se calcule comme suit :

$$M_{\frac{L}{2}} = P \cdot v_{\frac{L}{2}} \quad [3-5]$$

3.3.2.2 Résistance en compression

Pour l'ensemble des modèles simplifiés étudiés, on suppose que la résistance en compression de la diagonale est gouvernée par l'atteinte de la limite élastique F_y à la mi-longueur du profilé HSS. Connaissant l'effort de flexion à la mi-longueur $M_{L/2}$ de la diagonale pour une charge axiale donnée P (équation [3-5]), on obtient par superposition des contraintes normales le début de la plastification :

$$\frac{(P/A_{HSS})}{F_y} \left[1 + \frac{\Delta_o(d_{HSS}/2)}{r^2} \left(1 - \frac{F_y}{E} \left(\frac{(P/A_{HSS})}{F_y} \right) \left(\frac{KL}{\pi r} \right)^2 \right)^{-1} \right] = 1 \quad [3-6]$$

où r est le rayon de giration du profilé de la diagonale et E est le module d'élasticité généralement égal à 200 000 MPa. L'équation [3-6] est valable pour le modèle de base. La résistance au flambement est la charge axiale P requise pour satisfaire l'équation [3-6]. La Figure 3-2 montre la résistance obtenue de l'équation [3-6] pour différentes longueurs de diagonale.

Dans la Figure 3-2, on compare la courbe de résistance en compression du modèle de base avec les courbes de la résistance en compression nominale $C_n = C_r/\phi$, où C_r est la résistance pondérée en compression de la norme CSA S16 et ϕ est le coefficient de tenue ($\phi = 0.9$) :

$$C_n = \frac{C_r}{\phi} = A_{HSS} F_y (1 + \lambda^{2n})^{\frac{-1}{n}} \quad [3-7]$$

$$\text{où } \lambda = \frac{KL}{\pi r} \sqrt{\frac{F_y}{E}} \text{ et } n = 1,34$$

$$\frac{C_n/A_{HSS}}{F_y} = \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{KL}{\pi r} \sqrt{\frac{F_y}{E}}\right)^{2(1,34)}\right]^{\frac{1}{(1,34)}}} \leq 1,0 \quad [3-8]$$

Tel que montré, l'équation [3-6] permet de prédire avec précision la résistance au flambement inélastique d'un profilé tubulaire spécifiée dans la norme S16. Cela permet de confirmer que l'influence des contraintes résiduelles n'est pas significative pour les profilés tubulaires HSS.

L'équation [3-9] présente la résistance au flambement élastique, soit la charge d'Euler :

$$\frac{P_E/A_{HSS}}{F_y} = \frac{\pi^2}{\left(\frac{KL}{r}\right)^2} \frac{E}{F_y} \leq 1,0 \quad [3-9]$$

Sur la Figure 3-2, on montre aussi la résistance correspondant à la plastification de la membrure et celle qui correspond au flambement élastique (équation [3-9]):

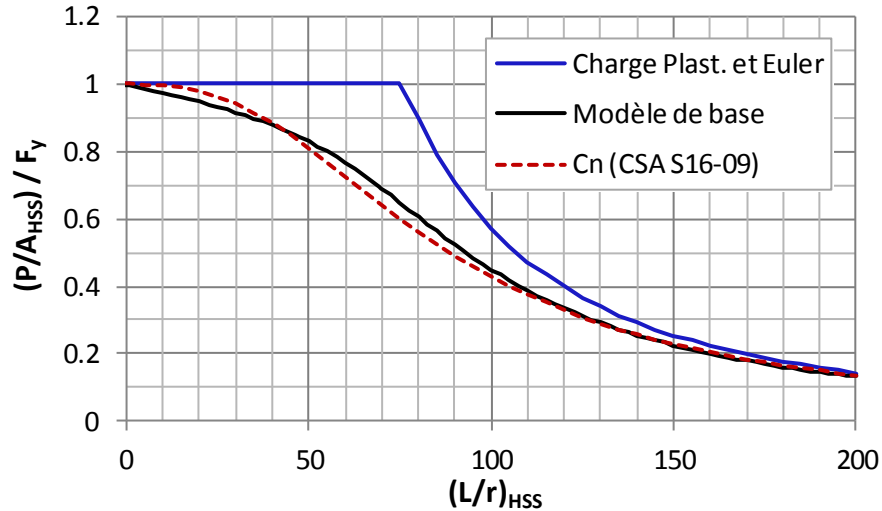


Figure 3-2: Résistances en compression de la diagonale pour le modèle de base.

Les résistances en compression du modèle de base sont inférieures à celles de la charge d'Euler. Cela indique que comportement non-linéaire du matériau a limité la résistance. De ce fait, le flambement inélastique gouverne la résistance des modèles de base.

3.3.3 Modèle (c_{PL})

Le modèle (c_{PL}), présenté à la Figure 3-3, est composé d'une diagonale munie de ressorts rotationnels élastiques aux extrémités représentant la rigidité élastique de la plaque de transfert c_{PL}. La charge est toujours concentrique, donc appliquée au centre de gravité de la section de la diagonale. Ce modèle permet de présenter l'influence d'un ressort rotationnel élastique sur le comportement de la diagonale. Les ressorts rotationnels agissent en tant qu'encastrement partiel pour les extrémités de la diagonale et réduisent le moment flexion au milieu de la diagonale.

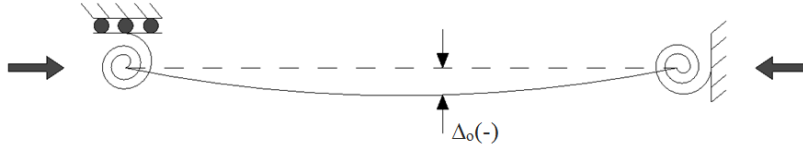


Figure 3-3: Modèle (c_{PL})

3.3.3.1 Équations théoriques de la stabilité

L'équation [3-10] décrit l'équilibre du modèle (c_{PL}) en position déformée en considérant la présence de ressorts rotationnels élastiques et d'une déformée initiale sinusoïdale v_o.

$$v'' + k^2 v = -k^2 v_o + \frac{M_c}{EI} \quad [3-10]$$

$$\text{où } k = \sqrt{P/EI} \quad [3-11]$$

où M_c est le moment repris par les ressorts rotationnels. La solution de l'équation différentielle [3-10] est :

$$v = \left[\frac{M_c}{kc_{PL}} - \frac{\left(\frac{\Delta_o}{k}\right)\left(\frac{\pi}{L}\right)}{(\pi^2/k^2L^2) - 1} \right] \sin(kx) - \frac{M_c}{P} \cos(kx) + \frac{1}{(\pi^2/k^2L^2) - 1} \Delta_o \sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) + \frac{M_c}{P} \quad [3-12]$$

On peut déterminer le moment M_c en posant la pente de la déformée au centre de la diagonale $v'_{L/2}$ égale à zéro :

$$v'_L = \left[\frac{M_c}{k c_{PL}} - \frac{\left(\frac{\Delta_o}{k}\right) \left(\frac{\pi}{L}\right)}{(\pi^2/k^2 L^2) - 1} \right] k \cos\left(k \frac{L}{2}\right) + \frac{M_c}{P} k \sin\left(k \frac{L}{2}\right) = 0 \quad [3-13]$$

Les efforts de flexion dans la diagonale peuvent ensuite être déterminés de :

$$M = P(v + v_o) + M_c \quad [3-14]$$

3.3.3.2 Résistance en compression

À la Figure 3-4, on présente pour différentes valeurs de la rigidité rotationnelle c_{PL} la courbe de l'effort axial P qui, lorsque combiné au moment obtenu de l'équation 3-15, produit le début de la plastification au centre de la longueur de la diagonale. L'influence de la rigidité rotationnelle élastique des ressorts c_{PL} est présentée pour des ressorts ayant entre une demie et trois fois la valeur de la rigidité rotationnelle du profilé HSS (de $0,5(EI/L)_{HSS}$ à $3(EI/L)_{HSS}$). On remarque que les ressorts rotationnels élastiques augmentent la résistance en compression de la diagonale par rapport à une diagonale où les extrémités sont rotulées (Courbe C_n), ce qui permet d'affirmer que la rigidité rotationnelle des plaques de transfert peut améliorer la résistance des diagonales.

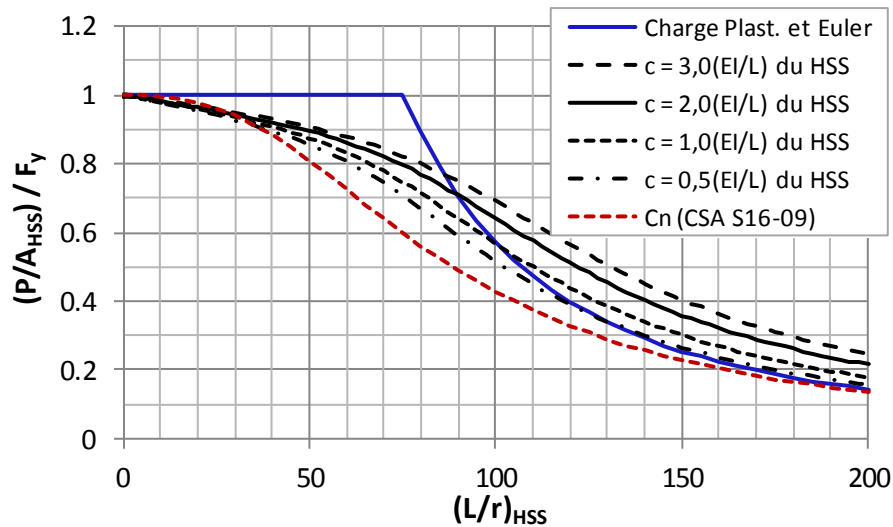


Figure 3-4: Courbes de la résistance en compression du modèle (c_{PL}) pour différentes rigidités rotationnelles élastiques des ressorts

3.3.3.3 Longueur effective

À partir de l'équation des moments et en utilisant la relation entre le moment et la courbure, la charge critique du flambement élastique P_{cr} du modèle (c_{PL}) est déterminée par la résolution de la condition d'équilibre :

$$\frac{(EI/L)_{HSS}}{c_{PL}} - \frac{\cos kL_{HSS} - 1,0}{kL_{HSS} \sin kL_{HSS}} = 0 \quad [3-15]$$

De la valeur kL_{HSS} qui satisfait cette équation, on peut déterminer la charge P_{cr} à partir de l'équation [3-11] :

$$P_{cr} = (kL_{HSS})^2 \frac{EI}{L_{HSS}^2} \quad [3-16]$$

Il est aussi possible de déterminer un coefficient de longueur effective K en fonction des rigidités des ressorts élastique c_{PL} . Ce coefficient K est déterminé par :

$$K = \sqrt{\frac{P_E}{P_{cr}}} \quad [3-17]$$

Ceci permet ainsi de déterminer la résistance des modèles (c_{PL}) à partir de la courbe de la Figure 3-2 pour des diagonales ayant les extrémités rotulées. La Figure 3-5 présente les valeurs des coefficients de longueur effective K en fonction des différentes valeurs de rigidités élastiques des ressorts rotationnels aux extrémités de la diagonale.

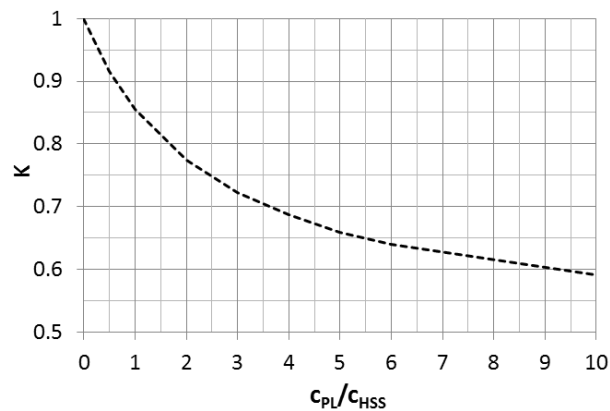


Figure 3-5: Coefficient de longueur effective K en fonction de la rigidité des ressorts élastiques c_{PL} aux extrémités de la diagonale

3.3.4 Modèle (e_{PL})

Dans ce modèle, la charge appliquée sur le modèle simplifié est excentrée (e_{PL}) et les extrémités de la diagonale sont rotulées. Pour l'application excentrée de la charge, un lien rigide est supposé entre le point d'application de la charge et l'extrémité de la diagonale, tel qu'illustré à la Figure 3-6. Ce modèle permet d'observer l'influence de la présence d'une excentricité sur le comportement de la diagonale.

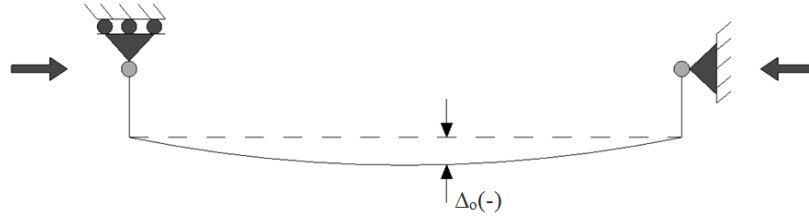


Figure 3-6: Modèle (e_{PL})

3.3.4.1 Équations théoriques de la stabilité

Pour ce modèle, la déformée v est égale à :

$$v = \frac{\Delta_o}{1 - \frac{P}{P_E}} \sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) + \frac{e_{PL}}{\cos(kL/2)} \left[\cos\left(\frac{kL}{2} - kx\right) - \cos\frac{kL}{2} \right] \quad [3-18]$$

Le premier terme de l'équation, avant l'addition, représente la déformée d'une diagonale avec des extrémités rotulées et un défaut de rectitude Δ_o . La deuxième partie de l'équation représente la déformée due à la charge appliquée avec une excentricité e_{PL} . De cette équation, la déformée à la mi-longueur de la diagonale, $v_{L/2}$, est donnée par :

$$v_{\frac{L}{2}} = \frac{\Delta_o}{1 - \frac{P}{P_E}} \sin\left(\frac{\pi}{2}\right) + e_{PL} \left[\sec\left(\frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{P}{P_E}}\right) - 1 \right] \quad [3-19]$$

Les efforts le long de la diagonale se calculent en multipliant la charge axiale appliquée par la déformée causée par l'excentricité et le défaut de rectitude :

$$M = P(e_{PL} + v) \quad [3-20]$$

3.3.4.2 Résistance en compression

L'application excentrée de la charge crée un moment de flexion supplémentaire dans le profilé tubulaire, ce qui aura pour conséquence de diminuer la résistance en compression de la diagonale. On obtient les courbes de résistance en compression du modèle (e_{PL}) en déterminant la charge produisant la plastification au centre de la longueur de la diagonale sous le moment de flexion donné par l'équation [3-18] :

$$\frac{P/A_{HSS}}{F_y} \left[1 + \frac{e_{PL}(d_{HSS}/2)}{r^2} \sec \left(\frac{KL}{2r} \sqrt{\frac{F_y}{E} \left(\frac{P/A_{HSS}}{F_y} \right)} \right) + \frac{\Delta_o(d_{HSS}/2)}{r^2} \left(1 - \frac{F_y}{E} \left(\frac{P/A_{HSS}}{F_y} \right) \left(\frac{KL}{\pi r^2} \right)^2 \right)^{-1} \right] \quad [3-21]$$

Le ratio de la limite élastique sur le module élastique F_y/E a été posé à 0,001725 en considérant les propriétés des matériaux énoncées précédemment. La Figure 3-7 présente les courbes de résistances en compression du modèle (e_{PL}) pour différentes valeurs d'excentricité. L'excentricité est normalisée par rapport à la dimension du noyau central de la section de la diagonale HSS, $r^2/(d_{HSS}/2)$ (Timoshenko & Gere, 1961), où r est le rayon de giration de la section. La dimension $r^2/(d_{HSS}/2)$ représente l'excentricité au-delà de laquelle une charge de compression produira des contraintes de traction dans les fibres extrêmes.

En observant la Figure 3-7, on remarque que la résistance en compression de la diagonale diminue lorsque le ratio d'excentricité $e_{PL}(d_{HSS}/2)/r^2$ augmente. L'influence de l'excentricité sur la résistance en compression de la diagonale diminue cependant lorsque l'élancement augmente. Cela s'explique par le fait que le moment causé par le défaut de rectitude devient plus important lorsque l'élancement augmente comparativement au moment causé par l'excentricité.

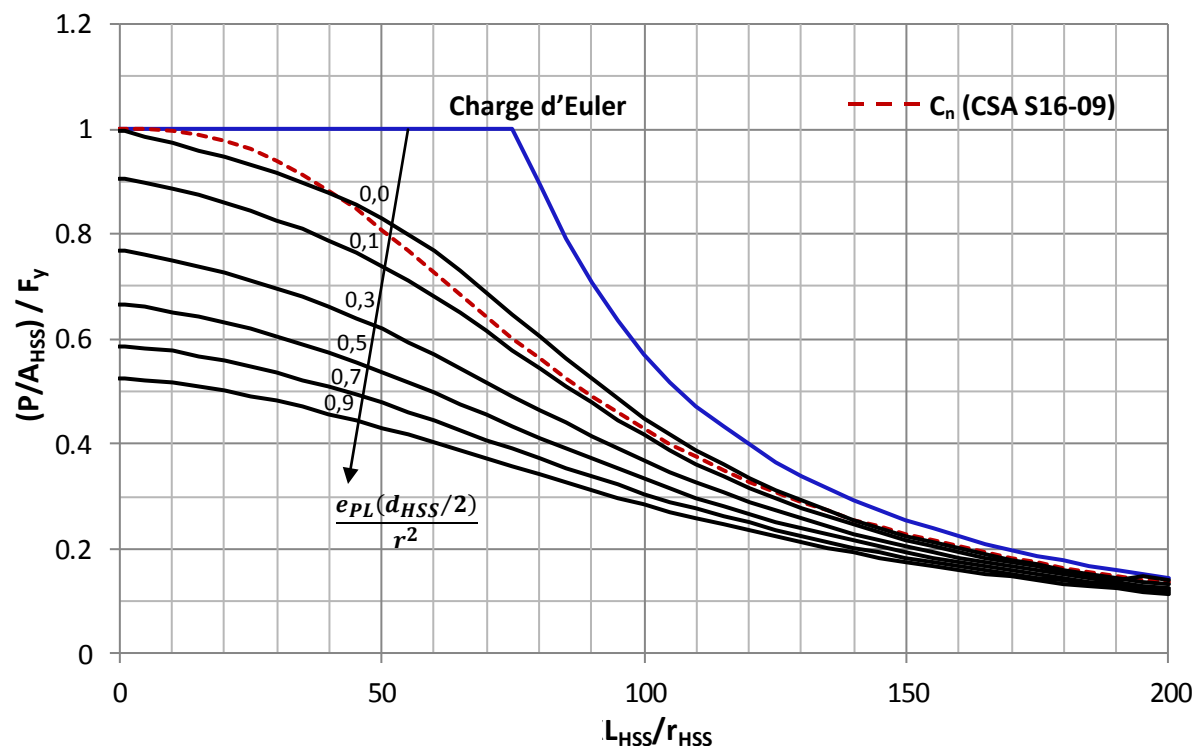
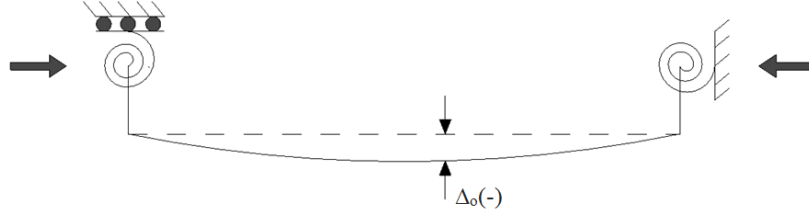


Figure 3-7 : Courbes de la résistance en compression du modèle (e_{PL}) pour différents ratios d'excentricité $e_{PL}(d_{HSS}/2)/r^2$

3.3.5 Modèle (c_{PL} - e_{PL})

Le modèle (c_{PL} - e_{PL}) est la combinaison des modèles (c_{PL}) et (e_{PL}). Il est illustré à la Figure 3-8. L'application de la charge est excentrée par rapport au centre de la section du profilé HSS et les extrémités sont retenues par des ressorts rotationnels élastiques représentant la retenue offerte par des plaques de transfert élastiques. Ce modèle simplifié est le dernier modèle analytique étudié dans cette étude de la stabilité de la diagonale. Il est le plus représentatif du comportement réel de la diagonale. Les équations de la stabilité établies pour ce modèle permettront l'élaboration des courbes de résistance en compression pour l'ensemble D-A traitées au Chapitre 5.

Les ressorts rotationnels élastiques offrent un encastrement partiel à la diagonale, ce qui a pour effet qu'une partie du moment induit par la charge excentrée sera reprise par les ressorts rotationnels élastiques. La présence de ces ressorts permet donc de contrer en partie ou en totalité l'impact de l'excentricité de la charge sur la résistance en compression de la diagonale.

Figure 3-8: Modèles (c_{PL} - e_{PL})

3.3.5.1 Équations théoriques de la stabilité

La résolution de l'équation différentielle décrivant l'équilibre en position déformée a permis de déterminer la déformée v :

$$v = \left[\frac{M_c}{kc_{PL}} - \frac{\left(\frac{\Delta_o}{k}\right)\left(\frac{\pi}{L}\right)}{(\pi^2/k^2L^2) - 1} \right] \sin(kx) + \left(e_{PL} - \frac{M_c}{P} \right) \cos(kx) + \frac{1}{(\pi^2/k^2L^2) - 1} \Delta_o \sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) - e_{PL} + \frac{M_c}{P} \quad [3-22]$$

Cette équation considère la présence du moment d'encastrement M_c dû à la retenue de la plaque de transfert, de l'excentricité de la charge e_{PL} et du défaut de rectitude Δ_o . Le moment d'encastrement M_c est obtenu en posant la pente égale à zéro à mi-longueur de la diagonale :

$$M_c = \frac{1}{\frac{(kL) \sin(kL)}{1 - \cos(kL)} + \frac{c_{PL}}{EI/L}} \cdot c_{PL} \left(\frac{P}{P_E} \pi^2 \frac{e_{PL}}{L} + \left[\frac{1}{(\pi^2/k^2L^2) - 1} \Delta_o \frac{\pi}{L} \right] \frac{(kL) \sin(kL)}{1 - \cos(kL)} \right) \quad [3-23]$$

En connaissant la déformée v , il est possible d'obtenir les efforts dans la diagonale et dans les ressorts rotationnels à l'aide de :

$$M = P(v + v_o + e_{PL}) + M_c \quad [3-24]$$

L'excentricité n'influence pas la charge critique de flambement P_{cr} . La charge critique de ce modèle analytique est donc calculée selon l'équation [3-15] du modèle (c_{PL}).

3.3.5.2 Résistance en compression

Les modèles précédents ont montré que l'excentricité tend à diminuer la résistance en compression alors que les ressorts rotationnels élastiques l'augmentent. Les figures suivantes (Figure 3-9, Figure 3-10 et Figure 3-11) présentent les courbes de résistance en compression de diagonales pour des ratios d'excentricité $e_{PL}(d_{HSS}/2)/r^2$ égaux à 0,25 , 0,5 et 0,75, respectivement.

Pour chacune de ces valeurs, les rigidités rotationnelles élastiques c_{PL} varient entre 0 et $3,0(EI/L)_{HSS}$. Les zones ombragées de ces figures montrent les résistances en compression inférieure à celle prescrite par la norme CSA S16.

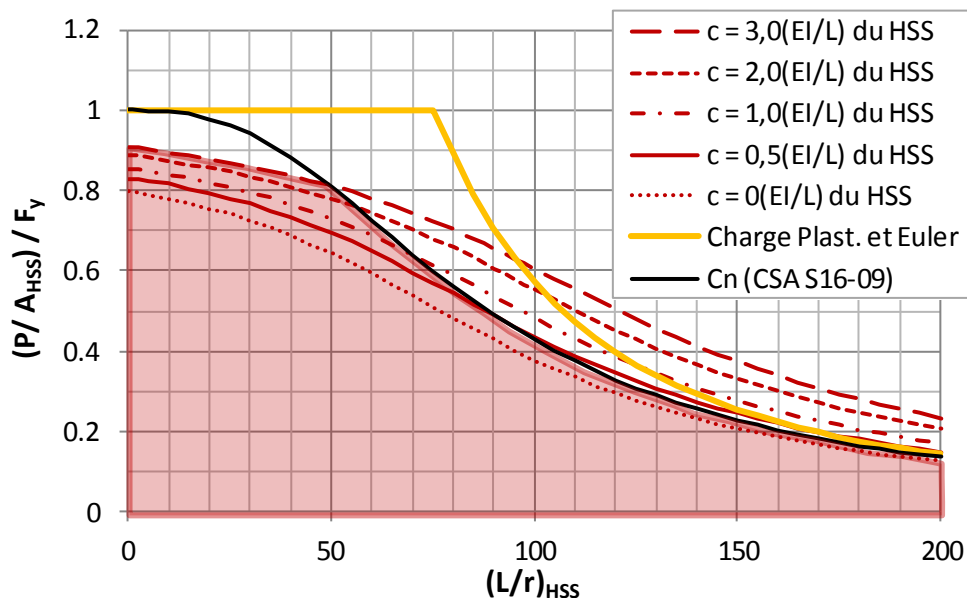


Figure 3-9: Courbes de résistance en compression du modèle (c_{PL} - e_{PL}) pour différentes rigidités rotationnelles élastiques des ressorts et un ratio d'excentricité $e_{PL}(d_{HSS}/2)/r^2$ égal à 0,25

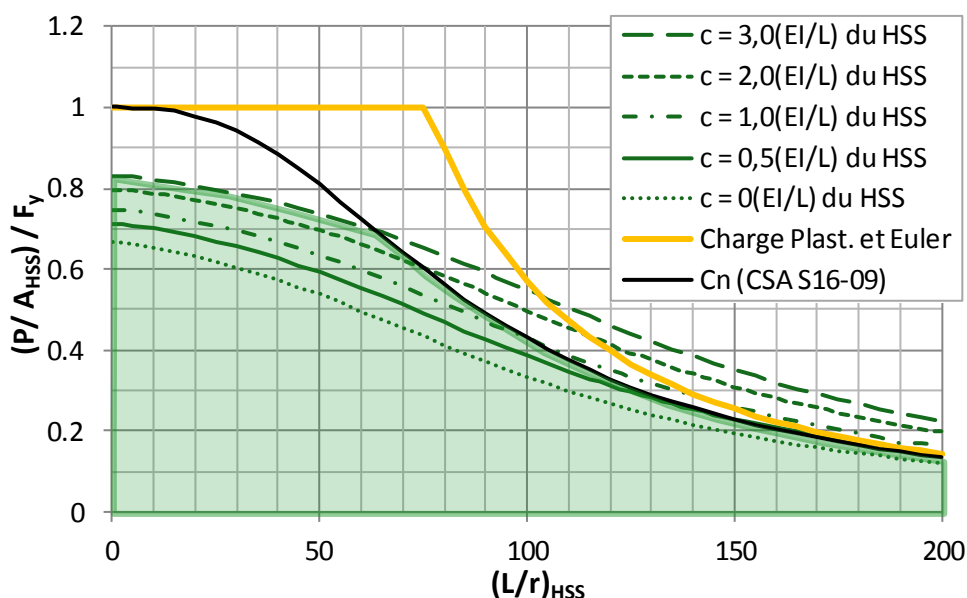


Figure 3-10 : Courbes de résistance en compression du modèle (c_{PL} - e_{PL}) pour différentes rigidités rotationnelles élastiques des ressorts et un ratio d'excentricité $e_{PL}(d_{HSS}/2)/r^2$ égal à 0,50

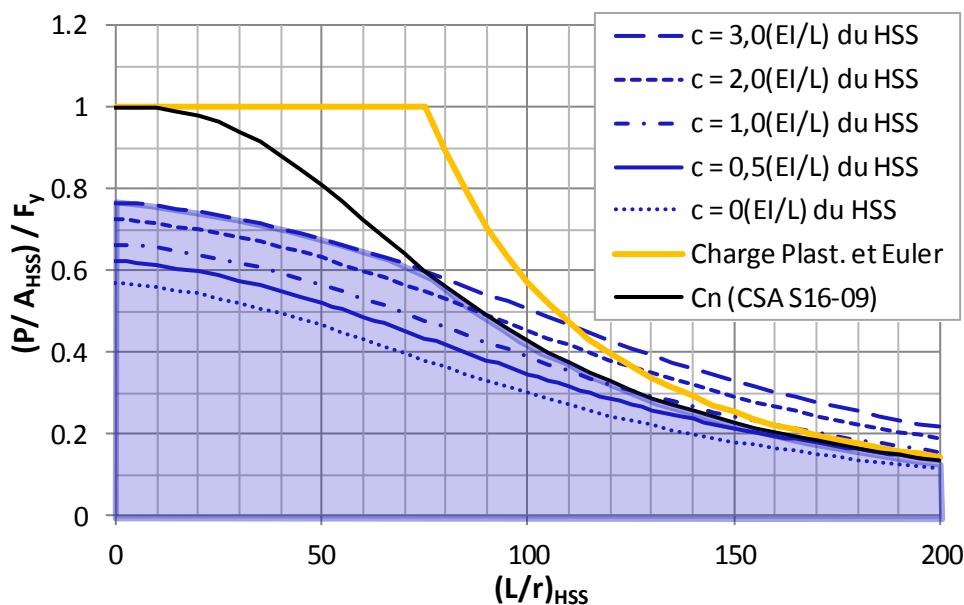


Figure 3-11 : Courbes de résistance en compression du modèle (c_{PL} - e_{PL}) pour différentes rigidités rotationnelles élastiques des ressorts et un ratio d'excentricité $e_{PL}(d_{HSS}/2)/r^2$ égal à 0,75

En observant les figures précédentes (Figure 3-9, Figure 3-10 et Figure 3-11), on remarque que l'augmentation de l'excentricité diminue les résistances en compression des diagonales. De ce fait, plus l'excentricité augmente, plus le ressort rotationnel élastique doit être rigide pour atteindre une résistance équivalente ou supérieure à celle prescrite par la norme CSA S16.

La Figure 3-12 présente un résumé des rigidités rotationnelles élastiques nécessaires pour atteindre la résistance en compression de la norme CSA S16. La Figure 3-12 montre clairement que des ressorts rotationnels plus rigides sont requis pour que les diagonales plus trapues puissent atteindre la résistance nominale de la norme CSA S16. Pour les diagonales plus élancées, soit pour un coefficient d'élancement $(L/r)_{HSS}$ supérieur à 150, une rigidité élastique inférieure à $1,0(EI/L)_{HSS}$ est nécessaire. De plus, on remarque que pour des élancements $(L/r)_{HSS}$ inférieurs à 50, aucun ressort ne peut permettre l'atteinte de la résistance C_n pour les modèles (c_{PL} - e_{PL}).

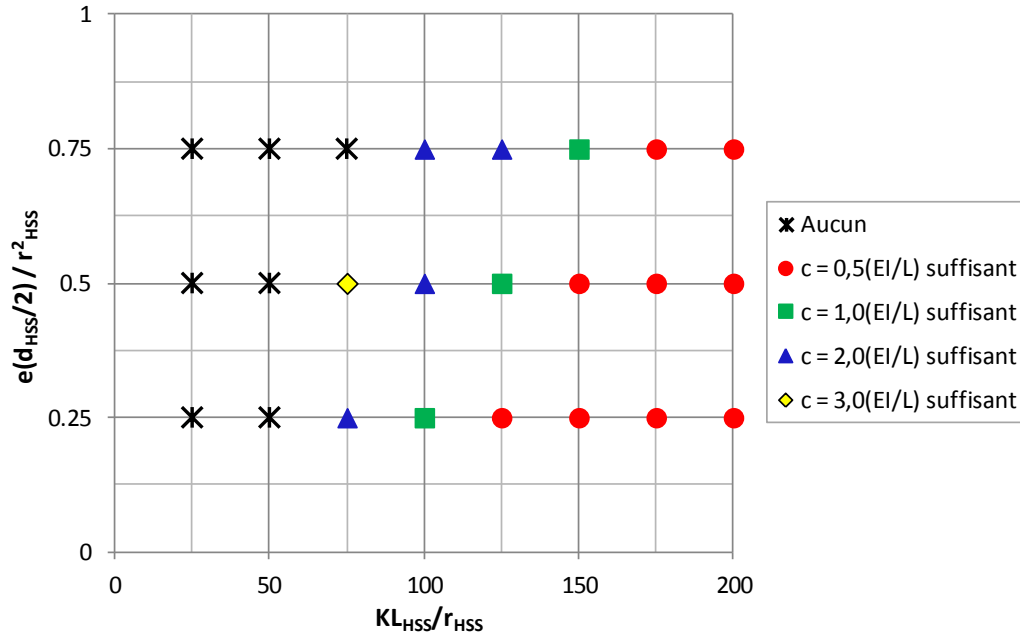


Figure 3-12: Rigidités rotationnelles élastiques c_{PL} nécessaires pour atteindre la résistance en compression prescrite par la norme CSA S16 pour des ratios d'excentricité égaux à 0,25, 0,5 et 0,75

3.3.6 Validation et limites des modèles analytiques

3.3.6.1 Validation avec analyses par éléments finis

On compare à la Figure 3-13 la résistance obtenue par les modèles analytiques à celle calculée avec les modèles par éléments finis OpenSees. Les détails de la validation, soient les caractéristiques des modèles, les paramètres de modélisation et les résultats, sont présentés à l'Annexe A. Comme on le voit sur la figure, la corrélation est excellente, ce qui confirme l'exactitude la résistance en compression des modèles simplifiés de l'ensemble D-A présentés dans ce chapitre.

a) Modèle de base

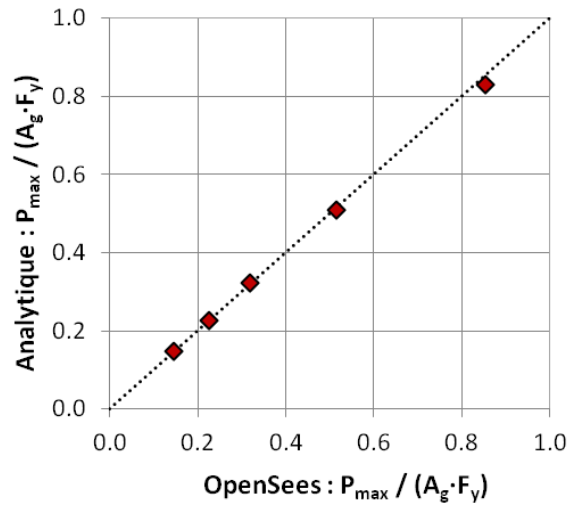
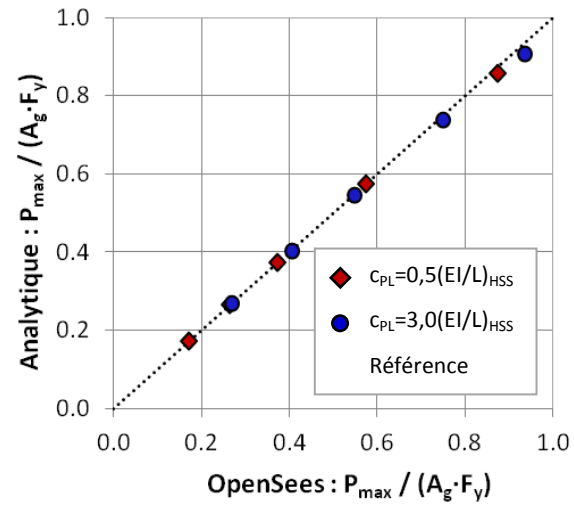
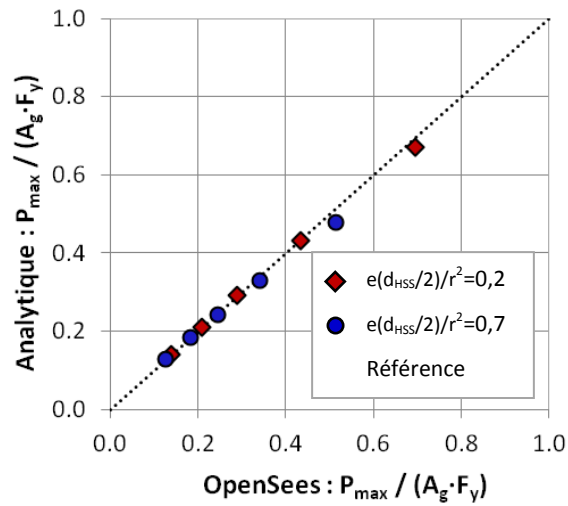
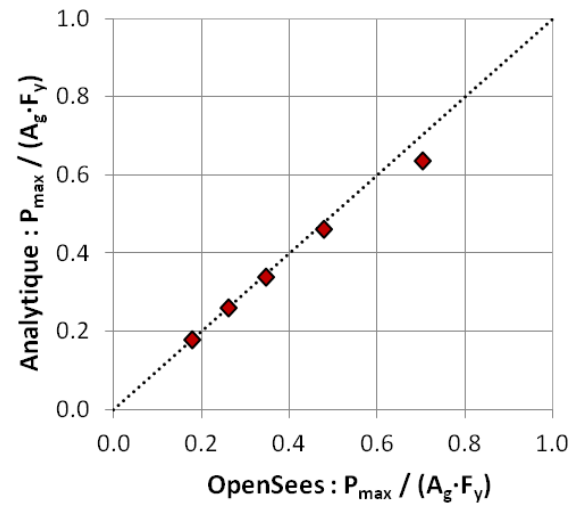
b) Modèle (c_{PL})c) Modèle (e_{PL})d) Modèle ($c_{PL}-e_{PL}$)

Figure 3-13: Résistances compression $P/(A_{HSS} \cdot F_y)$ des modèles analytiques et des modèles par éléments finis : a) Modèle de base; b) Modèle (c_{PL}); c) Modèle (e_{PL}) et d) Modèle ($c_{PL}-e_{PL}$)

3.3.6.2 Limites du modèle

Le modèle simplifié est une approximation du comportement de l'ensemble D-A, car il ne considère pas :

- la plastification progressive des plaques de transfert qui conduisent à l'apparition des rotules plastiques dans les plaques lors du flambement de la diagonale, et

- l'influence de la rigidité élastique du gousset c_G sur la déformée, la distribution des efforts et la résistance en compression de la diagonale. Effectivement, le modèle (c_{PL} - e_{PL}) considère la présence d'un gousset infiniment rigide. L'influence de la rigidité du gousset est traitée dans la prochaine section.

3.4 Étude paramétrique sur l'influence du gousset sur la résistance en compression de la diagonale

Cette section présente l'influence de la rigidité élastique du gousset c_G sur le comportement en compression global du modèle simplifié (c_{PL} - e_{PL}) décrit à la section 3.3.5.

Tel qu'illustré à la Figure 3-8, le modèle analytique (c_{PL} - e_{PL}) présente le comportement d'une diagonale ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$, où la charge axiale est excentrée par rapport au centre de la diagonale et où les extrémités de la diagonale sont retenues par un ressort rotationnel élastique c_{PL} . Ce modèle analytique considère le gousset en tant qu'encastrement parfait, alors que le gousset est en réalité flexible en rotation en raison de sa géométrie.

La détermination du comportement d'un modèle analytique simplifié incluant la rigidité élastique des goussets c_G par les équations de la stabilité est plus complexe. Il est important de mentionner qu'il est possible de développer un modèle analytique incluant la présence des goussets. Par contre, dans le cadre de cette recherche, l'influence de la rigidité du gousset c_G sur le comportement de la diagonale a été déterminé à l'aide d'une étude paramétrique réalisée au moyen de modèles d'éléments fibres OpenSees. La Figure 3-14 présente le schéma du modèle d'étude par éléments finis nommé (c_{PL} - e_{PL} - c_G). Ce modèle numérique a les mêmes caractéristiques que le modèle analytique (c_{PL} - e_{PL}), mais il a en plus un ressort rotationnel élastique c_G pour représenter la présence du gousset.

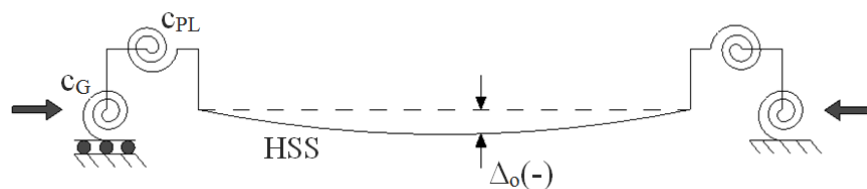


Figure 3-14: Modèle (c_{PL} - e_{PL} - c_G)

Les résultats obtenus de cette étude paramétrique sur l'influence de la rigidité du gousset permettront de quantifier l'influence de la présence d'un gousset flexible et élastique sur la distribution des efforts ainsi que sur la résistance en compression. L'influence de la rigidité du gousset sera considérée dans le modèle analytique ($c_{PL-eff} - e_{PL}$) proposé à la section 5.2 grâce au facteur d'ajustement γ défini à la section 5.3.3.

Dans les sous-sections suivantes, la méthodologie, les paramètres d'étude, la description des modèles par éléments finis et les résultats de l'étude paramétrique sont présentés.

3.4.1 Paramètres de l'étude

Près de 2 240 modèles OpenSees ont été créés et analysés pour l'étude paramétrique. Cette quantité élevée de modèles s'explique par les nombreux paramètres d'étude tels que la rigidité élastique du gousset c_G , la rigidité élastique de la plaque de transfert c_{PL} , les ratios d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ et l'élancement des diagonales $(L/r)_{HSS}$. Les limites déterminées pour chaque paramètre englobent de façon conservatrice l'ensemble des valeurs pouvant être rencontrées dans la pratique :

- l'élancement des diagonales $(L/r)_{HSS}$ varie entre 50 et 200 avec un incrément de 25,
- le ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ varie entre 0,2 et 0,8 avec un incrément de 0,2 ,
- la rigidité des ressorts rotationnels élastiques des plaques de transfert c_{PL} est de $0,25(EI/L)_{HSS}$, $0,5(EI/L)_{HSS}$ à $3,0(EI/L)_{HSS}$ avec un incrément de 0,5 et $4,0(EI/L)_{HSS}$,
- la rigidité des ressorts rotationnels élastiques des goussets c_G varie entre $0,5c_{PL}$ et $5,0c_{PL}$ avec un incrément de 0,5.

3.4.2 Modélisation par éléments finis

Les modèles par éléments finis ont les mêmes caractéristiques que ceux utilisés pour la validation des résultats de la section 3.3.6. Les diagonales sont constituées d'une série de 20 éléments non-linéaires discrétisés en plusieurs éléments fibres. Le défaut de rectitude est représenté par une déformée initiale sinusoïdale de la diagonale dans le sens opposé à l'excentricité $\Delta_o(-)$. Les excentricités sont modélisées à l'aide d'éléments rigides. Les ressorts rotationnels élastiques des plaques de transfert c_{PL} et des goussets c_G sont modélisés à l'aide d'un élément *zeroLength* auxquels les rigidités appropriées sont assignées.

Les principales différences entre ce modèle numérique (c_{PL} - e_{PL} - c_G) et le modèle simplifié analytique (c_{PL} - e_{PL}) sont l'ajout des ressorts rotationnels élastiques c_G des goussets ainsi que l'ajout d'éléments rigides permettant de relier les goussets aux plaques de transfert.

3.4.3 Résultats

Cette section présente les résultats de l'étude paramétrique évaluant l'influence de la rigidité du gousset c_G sur le comportement de l'ensemble D-A.

L'analyse des résultats traite d'abord de l'influence de la rigidité du gousset c_G sur la distribution des efforts dans la diagonale et ensuite de son influence sur la résistance en compression.

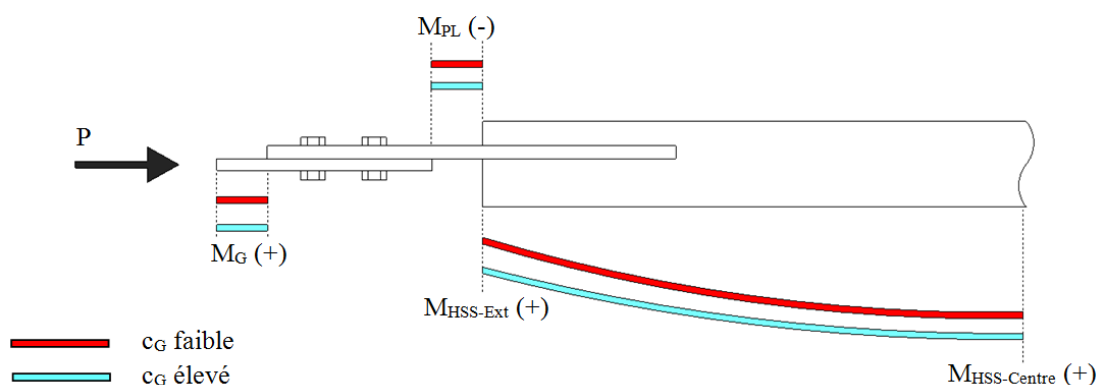
3.4.3.1 Distribution des efforts de flexion

Une étude qualitative de la distribution des efforts dans les différents modèles par éléments finis permet d'observer deux comportements typiques distincts. La Figure 3-15 présente l'allure des deux distributions de moments DM1 et DM2 observées lors de l'atteinte de la charge axiale maximale P pour l'ensemble des modèles par éléments finis de l'étude paramétrique. Les diagrammes des moments sont tracés du côté de la fibre tendue.

La première distribution de moments DM1 se produit pour des diagonales ayant des coefficients d'élancement $(L/r)_{HSS}$ plus faibles que ceux produisant la deuxième distribution de moments DM2. La valeur exacte de l'élancement $(L/r)_{HSS}$ distinguant le comportement DM1 et DM2 varie en fonction des différents paramètres, soit e_{PL} , c_{PL} et c_G .

Pour la distribution des moments DM1, le moment observé dans la plaque de transfert est de signe inverse à celui observé dans le gousset et à l'extrémité de la diagonale. Par conséquent, lorsque le ratio c_G/c_{PL} est diminué, l'effort dans le gousset et à l'extrémité de la diagonale est plus faible, alors qu'une partie plus importante du moment est reprise par la plaque de transfert. Cela a pour conséquence de réduire les efforts de flexion sur la longueur de la diagonale. Ainsi, pour la distribution des moments DM1, applicable aux diagonales ayant un coefficient d'élancement $(L/r)_{HSS}$ plus faible, les ensembles D-A ayant des ratios c_G/c_{PL} plus faibles peuvent supporter une charge axiale plus importante avant d'atteindre le flambement inélastique comparativement aux diagonales ayant des ratios c_G/c_{PL} plus élevés.

a) DM1



b) DM2

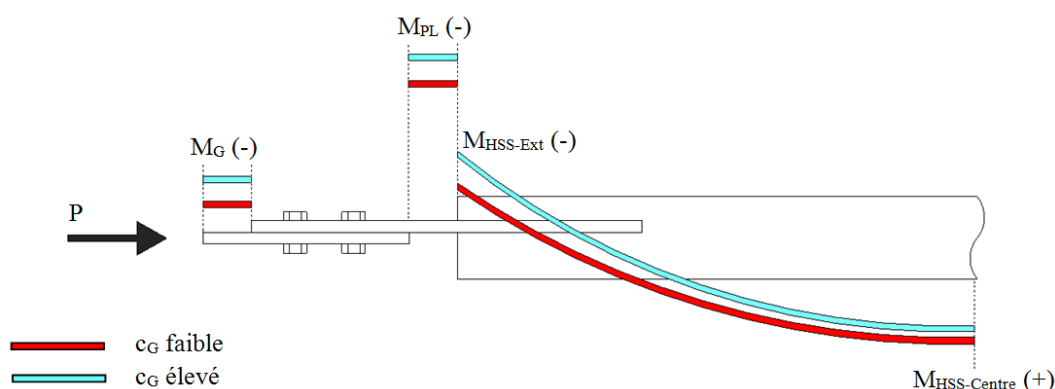


Figure 3-15: Distribution des efforts de flexion typiques dans le système ; a) DM1 ; b) DM2

Tel qu'énoncé précédemment, la distribution de moments DM2 se produit pour des diagonales ayant des coefficients d'élancements $(L/r)_{HSS}$ plus élevés que ceux de la distribution de moments DM1. Dans la distribution DM2, les moments de la plaque de transfert et du gousset sont de mêmes signes, mais de signe contraire à celui du moment au centre la diagonale. De ce fait, lorsque la rigidité du gousset c_G augmente par rapport à celle de la plaque de transfert c_{PL} , les moments dans le gousset et dans la plaque augmentent. L'augmentation de rigidité produit aussi une diminution de la longueur effective de la diagonale et permet l'atteinte d'une charge axiale plus importante avant le flambement inélastique de la diagonale. Ainsi, les ensembles D-A ayant un élancement $(L/r)_{HSS}$ élevé ont une meilleure résistance en compression lorsque le ratio c_G/c_{PL} est élevé.

En conclusion, un ratio c_G/c_{PL} élevé peut diminuer la résistance en compression des diagonales plus trapues et améliorer la résistance des diagonales plus élancées.

3.4.3.2 Résistance en compression

L'influence de la rigidité rotationnelle élastique du gousset dépend des paramètres $(L/r)_{HSS}$, e_{PL} , c_{PL} et c_G . Les résultats détaillés de l'influence de la rigidité des goussets sur la résistance en compression sont présentés de la Figure 3-16 à 3-19. Chacune de ces figures présente les résistances maximales $P/(A_{HSS} \cdot F_y)$ obtenues des modèles par éléments finis (c_{PL} - e_{PL} - c_G) en fonction de différents ratios d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$, de la rigidité élastique des plaques de transfert c_{PL} et de la rigidité élastique des goussets c_G . De plus, la courbe de la résistance en compression obtenue des modèles analytiques (c_{PL} - e_{PL}) est présentée pour des paramètres c_{PL} et $e(d_{HSS}/2)/r^2$ équivalente. Cette courbe permet la comparaison entre les résistances obtenues des modèles analytiques (c_{PL} - e_{PL}) dans lequel le gousset est considéré comme un encastrement complet avec les résistances obtenues des modèles par éléments finis (c_{PL} - e_{PL} - c_G) pour lesquels les différentes rigidités de goussets ont été analysées.

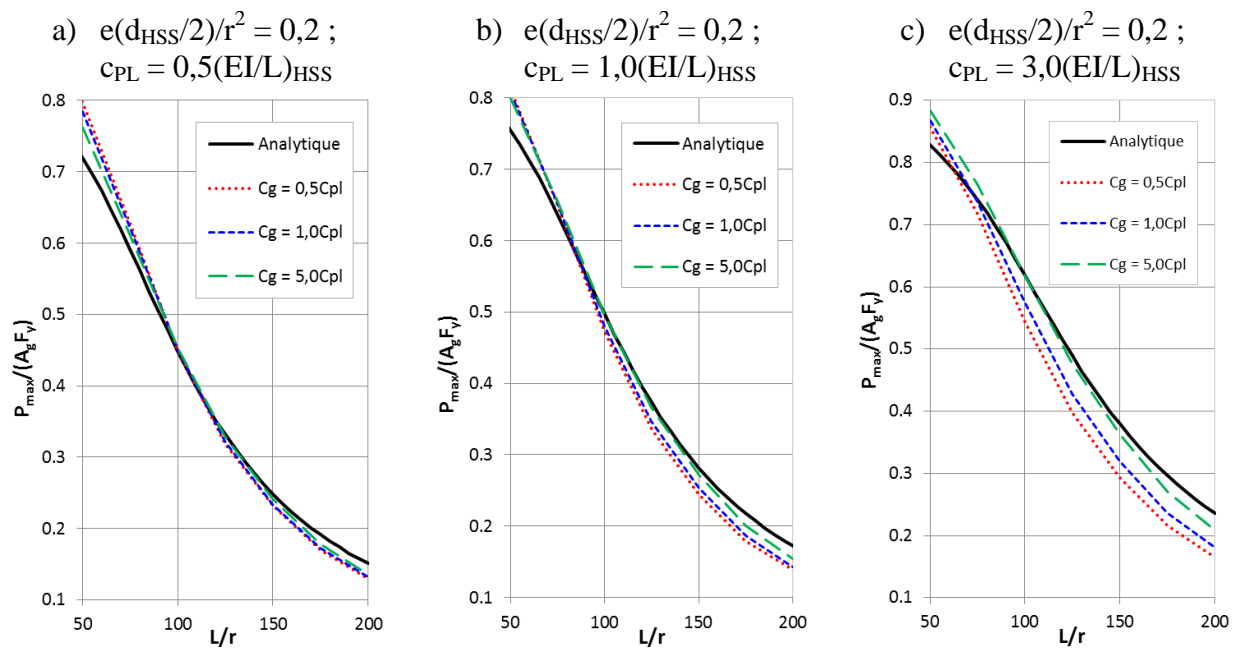


Figure 3-16: Résistance en compression des modèles par éléments finis ayant un ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ égal à 0,2 pour les rigidités élastiques des plaques de transfert égales à: a) $c_{PL} = 0,5(EI/L)_{HSS}$; b) $c_{PL} = 1,0(EI/L)_{HSS}$ et c) $c_{PL} = 3,0(EI/L)_{HSS}$

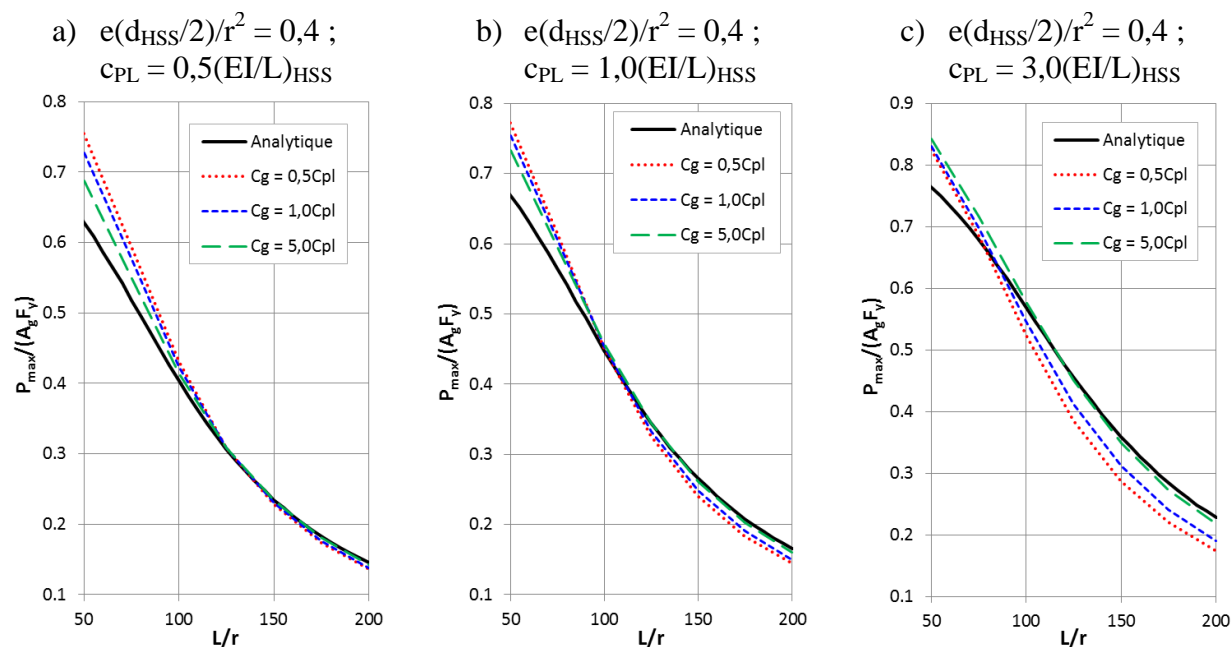


Figure 3-17: Résistances en compression des modèles par éléments finis ayant un ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ égal à 0,4 pour les rigidités élastiques des plaques de transfert égales à: a) $c_{PL} = 0,5(EI/L)_{HSS}$; b) $c_{PL} = 1,0(EI/L)_{HSS}$ et c) $c_{PL} = 3,0(EI/L)_{HSS}$

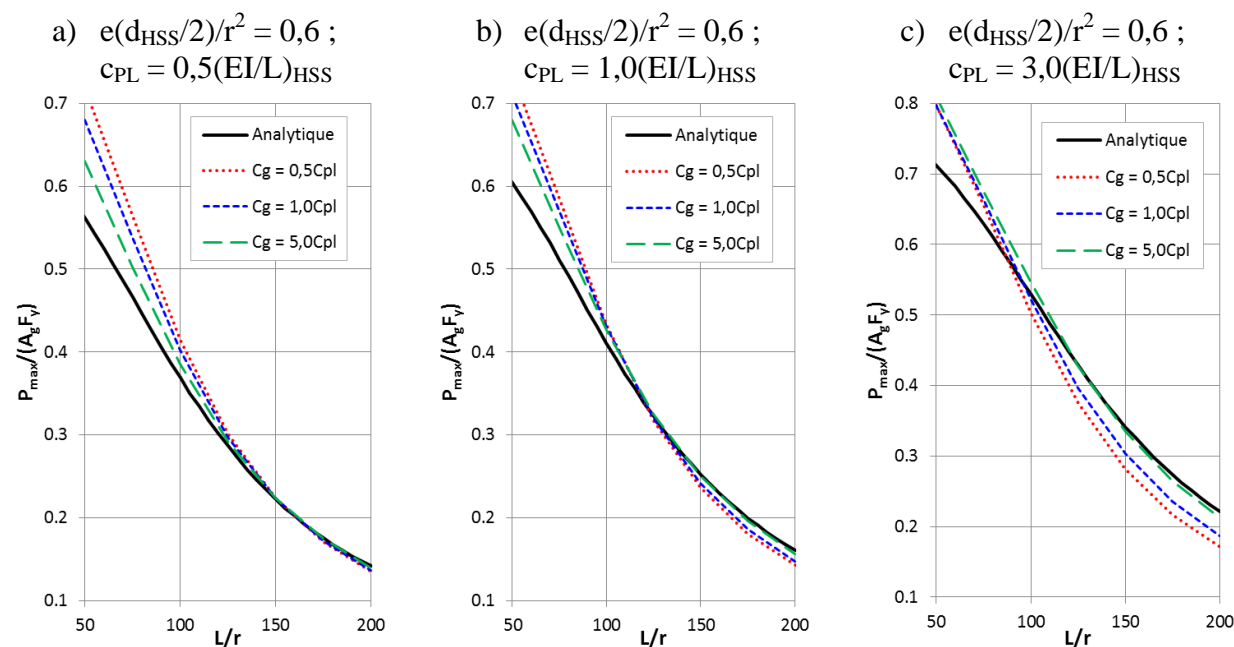


Figure 3-18 : Résistances en compression des modèles par éléments finis ayant un ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ égal à 0,6 pour les rigidités élastiques des plaques de transfert égales à: a) $c_{PL} = 0,5(EI/L)_{HSS}$; b) $c_{PL} = 1,0(EI/L)_{HSS}$ et c) $c_{PL} = 3,0(EI/L)_{HSS}$

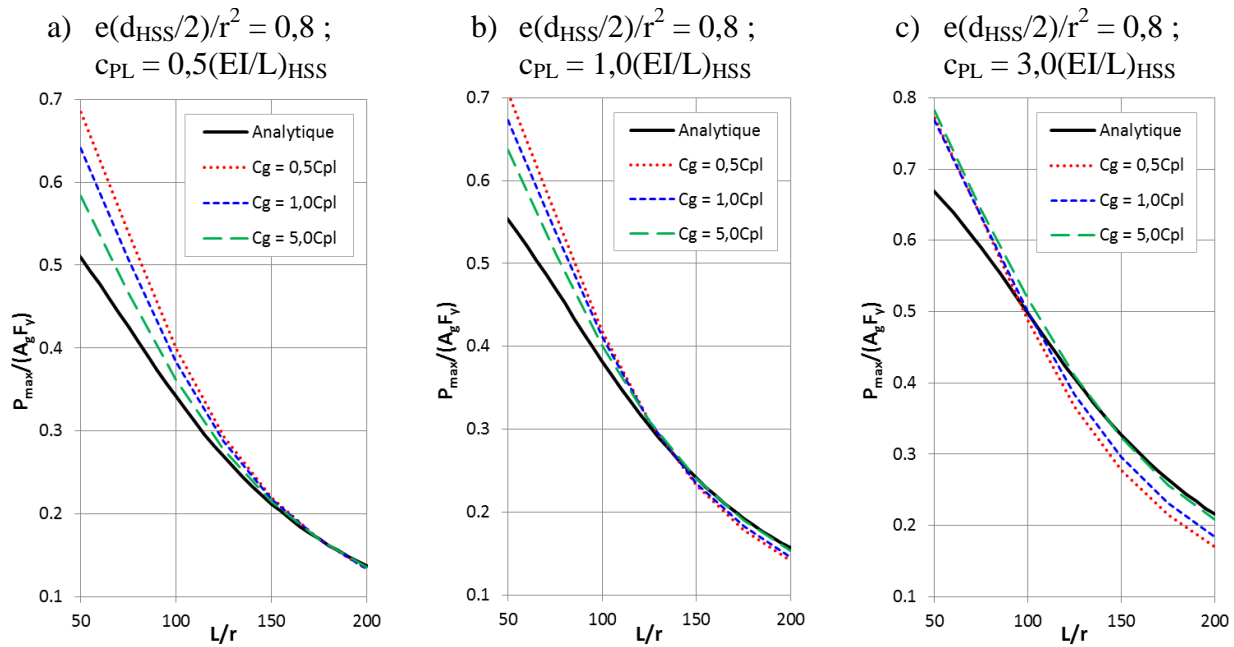


Figure 3-19 : Résistances en compression des modèles par éléments finis ayant un ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ égal à 0,8 pour les rigidités élastiques des plaques de transfert égales à: a) $c_{PL} = 0,5(EI/L)_{HSS}$; b) $c_{PL} = 1,0(EI/L)_{HSS}$ et c) $c_{PL} = 3,0(EI/L)_{HSS}$

Des Figure 3-16 à 3-19, il est possible d'observer que la résistance en compression des modèles par éléments finis (c_{PL} - e_{PL} - C_G) est toujours plus élevée que celle définie par les courbes analytiques pour des diagonales ayant des coefficients d'élancement $(L/r)_{HSS}$ faibles. Cela est cohérent avec les conclusions sur la distribution des efforts de flexion mentionnées précédemment. Pour des diagonales plus trapues, l'allure de la distribution des moments DM1 de la Figure 3-15 est celle qui s'applique. Comme le modèle analytique (c_{PL} - e_{PL}) a un ratio c_G/c_{PL} infini, les efforts de flexion dans le gousset et dans la diagonale augmentent, ce qui donne lieu à une résistance en compression plus faible du modèle analytique (c_{PL} - e_{PL}) en comparaison aux modèles par éléments finis où le ratio c_G/c_{PL} est toujours inférieur à 5,0 selon les paramètres de l'étude.

Pour les diagonales ayant des coefficients d'élancement $(L/r)_{HSS}$ plus élevés, la résistance en compression des modèles par éléments finis (c_{PL} - e_{PL} - C_G) est toujours plus faible que celle des modèles analytiques (c_{PL} - e_{PL}). La distribution des moments dans l'ensemble D-A de ces diagonales est le type DM2 de la Figure 3-15. Le ratio c_G/c_{PL} plus faible des modèles par

éléments finis par rapport à celui du modèle analytique augmente les moments à la mi-longueur de la diagonale et diminue leur résistance en compression.

Lorsque le ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ augmente, la résistance des modèles par éléments finis est davantage supérieure à celle obtenue des modèles analytiques pour les coefficients d'élancement $(L/r)_{HSS}$ élevés. L'inverse se produit lorsque les ratios d'excentricité sont plus faibles pour lesquels la résistance en compression d'une grande partie des modèles par éléments finis se situe sous la résistance établie par les modèles analytiques. Ceci s'explique du fait qu'une augmentation de l'excentricité est équivalente à une diminution du ratio c_G/c_{PL} .

Pour un même ratio d'excentricité, l'augmentation de la rigidité élastique des plaques de transfert c_{PL} entraîne la diminution de la résistance obtenue des modèles par éléments finis comparativement à ce qui est observé avec les modèles analytiques.

Pour quantifier l'influence de la rigidité élastique du gousset c_G sur la résistance en compression des ensembles D-A, on a déterminé l'écart entre les résistances des modèles analytiques ($c_{PL}-e_{PL}$) et des modèles par éléments finis ($c_{PL}-e_{PL}-c_G$), normalisé par rapport à la résistance des modèles analytiques ($c_{PL}-e_{PL}$), ci-après désigné le pourcentage d'écart, (voir équation [A-1]). Un pourcentage d'écart positif indique que la résistance en compression du modèle analytique ($c_{PL}-e_{PL}$) est supérieure à celle obtenue du modèle par éléments finis ($c_{PL}-e_{PL}-c_G$).

La Figure 3-20 présente les pourcentages d'écart de résistance en fonction des différents paramètres de l'étude : $(L/r)_{HSS}$, $e(d_{HSS}/2)/r^2$, c_{PL} et c_G . On remarque que les écarts diminuent tous lorsque l'on augmente l'élancement de la diagonale. Dans tous les cas, l'écart est négatif pour les diagonales plus élancées. Les écarts négatifs sont relativement moins importants lorsque le ratio c_G/c_{PL} est plus élevé. De plus, les pourcentages d'écart tendent à diminuer légèrement lorsque le ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ augmente.

L'objectif 1 (section 1.2) de cette recherche est de proposer une procédure pour le calcul de la résistance en compression d'une diagonale de contreventement qui prend en considération l'influence de la rigidité élastique du gousset c_G . Les pourcentages d'écart définis dans cette section constituent une piste de solution pour l'élaboration de cette procédure. En effet, à partir de ces pourcentages d'écart, on peut penser qu'un facteur d'ajustement pourrait être déterminé afin d'ajuster les résistances en compression obtenues des modèles analytiques pour un gousset infiniment rigide.

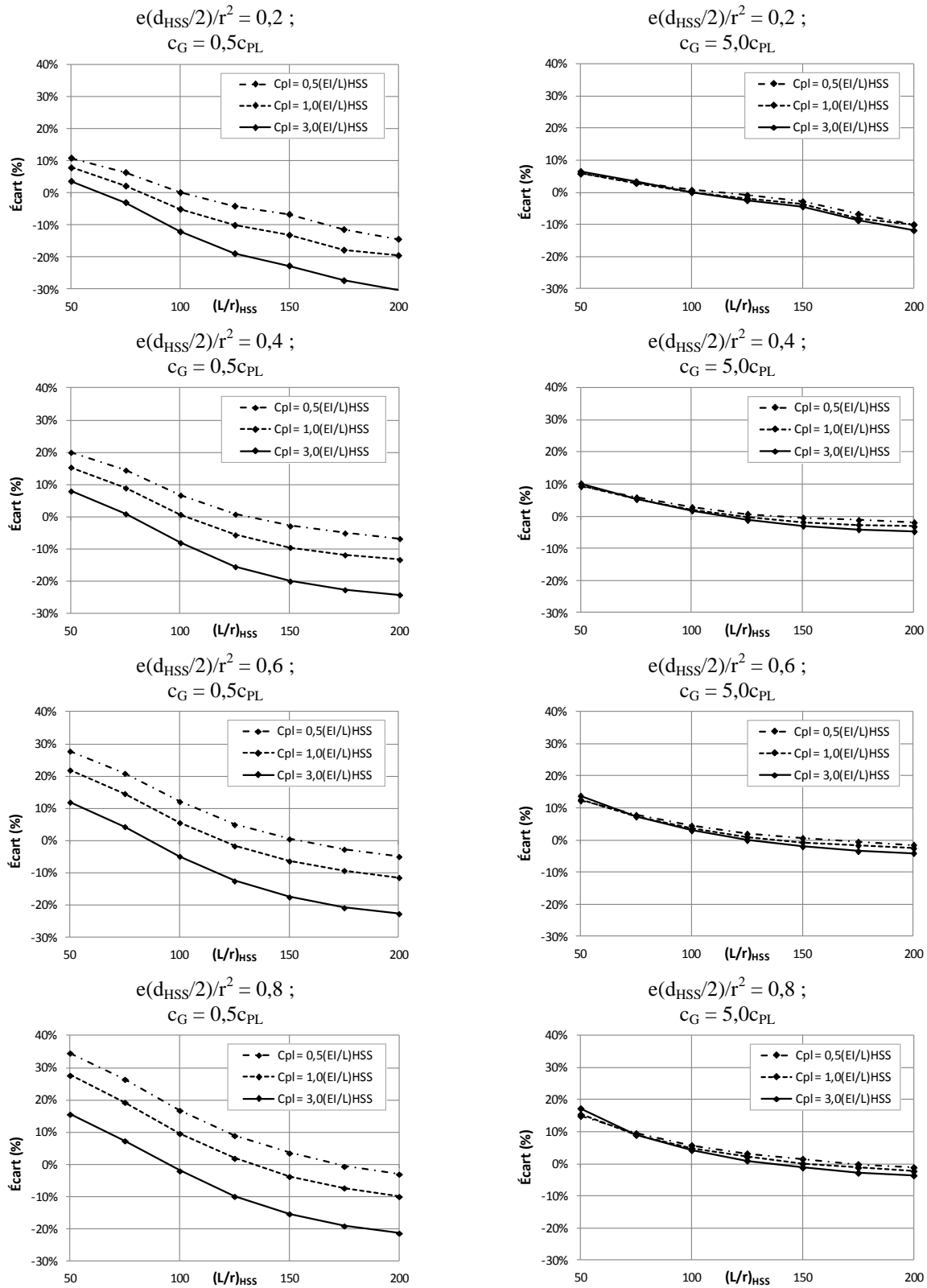


Figure 3-20: Pourcentages d'écart entre les résistances en compression des modèles par éléments finis ($c_{PL} - e_{PL} - c_G$) et celles des modèles analytiques ($c_{PL} - e_{PL}$)

3.4.4 Conclusion de l'étude paramétrique sur l'influence des goussets sur la stabilité des diagonales

L'étude paramétrique a permis de quantifier l'influence de la rigidité rotationnelle élastique du gousset c_G sur la distribution des efforts dans la diagonale et sur les résistances en compression. Cette influence a été évaluée en fonction des différents paramètres tels que c_{PL} , $e(d_{HSS}/2)/r^2$ et $(L/r)_{HSS}$.

Pour minimiser la diminution de la résistance des modèles par éléments finis ($c_{PL}-e_{PL}-c_G$) par rapport à celle des modèles analytiques ($c_{PL}-e_{PL}$), le ratio c_G/c_{PL} de l'ensemble D-A doit être élevé. Cette diminution de la résistance en compression ne s'applique que pour des diagonales ayant des élancements $(L/r)_{HSS}$ élevés, dépendamment des propriétés c_G , c_{PL} et $e(d_{HSS}/2)/r^2$ de l'ensemble D-A.

La résistance en compression des modèles par éléments finis avec gousset est supérieure à celle des modèles analytiques ($c_{PL} - e_{PL}$) lorsque les élancements $(L/r)_{HSS}$ sont faibles et que la rigidité du gousset c_G est faible.

Les pourcentages d'écart entre les résistances en compression obtenues des modèles par éléments finis avec goussets et celles obtenues du modèle analytique ($c_{PL}-e_{PL}$) pourraient être utilisés pour développer un facteur d'ajustement à appliquer aux résistances en compression des modèles analytiques en fonction de la rigidité élastique du gousset c_G .

3.5 Conclusion

Grâce à l'étude de la stabilité élastique de la diagonale, l'influence de la rigidité rotationnelle élastique c_{PL} et de l'excentricité e_{PL} de la plaque de transfert sur le comportement de l'ensemble D-A a été évaluée. Des courbes de résistance en compression des diagonales ont été déterminées avec les équations théoriques de la stabilité et le principe de superposition des contraintes. Les comportements obtenus avec les modèles simplifiés confirment certains éléments de la littérature et permettent d'affirmer que :

- la rigidité des plaques de transfert modélisée par des ressorts rotationnels élastiques c_{PL} aux extrémités des diagonales améliore la résistance en compression comparativement à des diagonales ayant des extrémités rotulées,
- la présence d'une charge excentrée augmente les efforts de flexion dans l'ensemble D-A, ce qui a pour conséquence de diminuer la résistance en compression des diagonales.

Par la suite, une validation des modèles analytiques a été réalisée par éléments finis à l'aide du logiciel OpenSees. Cette validation a démontré que les efforts et les résistances en compression obtenus des modèles analytiques peuvent être prédits avec précision par rapport à ceux obtenus des modèles par éléments finis. Cela confirme que le modèle analytique (c_{PL} - e_{PL}) est adéquat pour déterminer le comportement en compression des diagonales lorsque les goussets sont très rigides.

Cependant, pour l'ensemble D-A étudié dans ce projet, on prévoit l'apparition de rotules plastiques dans les plaques de transfert aux extrémités des diagonales mais le modèle analytique (c_{PL} - e_{PL}) ne considère pas les propriétés non-linéaires du matériau des plaques de transfert. Le fait de considérer des ressorts élastiques dans le modèle analytique (c_{PL} - e_{PL}) n'est pas conservateur car, en réalité, on atteint la limite élastique F_y dans les plaques de transfert et les plaques perdent alors leur rigidité en flexion.

De plus, le modèle analytique (c_{PL} - e_{PL}) ne considère pas la présence des goussets. Ainsi, une étude paramétrique a été effectuée pour évaluer l'influence de la rigidité des goussets sur la distribution des efforts et sur la capacité en compression des modèles analytiques. Pour ce faire, plusieurs modèles par éléments finis ont été analysés avec le logiciel OpenSees. L'écart observé entre les résistances en compression des modèles analytiques et celles des modèles par éléments finis seront considérés dans l'élaboration des courbes de résistance en compression proposées au Chapitre 5.

CHAPITRE 4 ÉTUDE PARAMÉTRIQUE SUR LE COMPORTEMENT DES ENSEMBLES D-A

4.1 Introduction

L'analyse de la stabilité du Chapitre 3 a démontré que l'excentricité et la rigidité rotationnelle des plaques de transfert influencent le comportement en compression de la diagonale.

L'objectif de ce chapitre est d'étudier le comportement global des ensembles D-A soumis à des efforts de compression par des modèles numériques réalisés à l'aide du logiciel OpenSees.

Dans un premier temps, une étude paramétrique est réalisée pour observer les modes de ruptures des ensembles D-A et pour analyser les différents paramètres influençant leur comportement. Différentes méthodes préliminaires de conception d'assemblages sont utilisées pour l'élaboration des modèles non-linéaires de l'analyse. Pour chacune des diagonales étudiées, les assemblages boulonnés en cisaillement simple sont conçus en considérant l'absence et la présence d'un fusible ductile en acier. En effectuant des conceptions selon diverses méthodes, plusieurs dimensions d'assemblages sont obtenues d'où découlent différents paramètres, soient : la rigidité rotationnelle des plaques de transfert c_{PL} , la rigidité rotationnelle des goussets c_G , l'excentricité de la plaque de transfert par rapport au centre de la section de la diagonale e_{PL} , et la résistance en flexion du gousset M_{F-G} .

Suite aux résultats obtenus de cette étude paramétrique, plusieurs modes de rupture démontrent une défaillance au niveau des goussets d'assemblage. De ce fait, une optimisation des goussets est réalisée. L'ensemble des modèles numériques présentant une défaillance ont été ré-analysés en modifiant la rigidité et la résistance des goussets afin d'atteindre un mode de rupture adéquat (mode de rupture A). Tel que défini à la section 2.1.2, ce mode de rupture se caractérise par un flambement de la diagonale et une rotation ductile localisée dans les plaques de transfert. Lors de l'atteinte de la résistance maximale, les goussets demeurent dans un régime élastique. Cette optimisation permet d'identifier les caractéristiques des goussets assurant le comportement adéquat des ensembles D-A.

4.1.1 Portée

L'analyse paramétrique est limitée aux éléments suivants :

- Ensembles D-A avec assemblages boulonnés en cisaillement simple,
- Diagonales de contreventement faites de profilés tubulaire HSS de section carrée,
- Diagonales avec et sans fusibles ductiles,
- Matériaux non-linéaires ayant un comportement élastique parfaitement plastique et
- Goussets ayant une forme rectangulaire.

4.2 Méthodologie

Au total, 21 profilés tubulaires HSS ayant un élancement $(L/r)_{\text{HSS}}$ entre 50 et 200 ont été sélectionnés. Ces profilés ont été choisis en fonction des dimensions retrouvées fréquemment dans la pratique, soit entre les HSS 89x89x4,8 et HSS 203x203x12,7.

Pour observer le comportement en compression des ensembles D-A et leurs modes de rupture, deux types d'assemblages ont été conçus : l'un sans fusible ductile et l'autre avec fusible ductile dans la diagonale. Le premier type d'assemblage, désigné assemblage NF (*No-Fuse*), a été conçu pour une diagonale de contreventement modérément ductile (type MD), c'est-à-dire pour des efforts de traction et de compression correspondant aux résistances probables en traction T_u et en compression C_u des diagonales, tel que prescrit dans l'article 27.5.3.4 de la norme CSA S16. Le deuxième type d'assemblage, désigné assemblage F (*Fusible/Fuse*), a aussi été conçu pour une diagonale de contreventement de type MD mais pour un effort de traction réduit, inférieur à la résistance probable en traction T_u de la diagonale.

Pour concevoir les assemblages examinés dans l'analyse paramétrique, on a adopté deux méthodes simples pour la conception des assemblages, les méthodes M1 et M2. Dans les deux cas, les boulons, la plaque de transfert et le gousset ont été choisis pour résister à l'effort de traction de conception en suivant les règles usuelles prescrites dans la norme CSA S16. Les méthodes M1 et M2 se distinguent au niveau d'une vérification supplémentaire à effectuer pour le gousset lorsque soumis à l'effort de compression correspondant à la résistance probable de la diagonale, C_u . Dans la méthode M1, on vérifie que le gousset peut résister à la combinaison de l'effort C_u et un moment de flexion correspondant au moment plastique de la plaque de transfert $M_{p-PL-ult}$ réduit par l'effort C_u . Dans la méthode M2, on vérifie que le gousset peut reprendre l'effort C_u en combinaison avec le moment causé par l'excentricité : $M_{exc} = C_u \cdot e_{PL}$. Les

méthodes de conception récemment proposées dans la littérature n'ont pas été utilisées. Il était connu que les méthodes M1 et M2 étaient probablement insuffisantes pour obtenir un comportement adéquat de l'ensemble D-A. Cependant, cette approche a été retenue pour permettre d'observer différents modes de rupture. L'utilisation des deux méthodes M1 et M2 permettaient aussi de faire varier plusieurs paramètres tels que c_{PL} , c_G , e_{PL} , $(L/r)_{HSS}$ et M_{r-G} (résistance en flexion du gousset) pour une même diagonale.

L'ensemble des modèles conçus ont été modélisés par éléments finis à l'aide du logiciel OpenSees. Comme mentionné, on a considéré un comportement élastique parfaitement plastique pour toutes les composantes de l'ensemble D-A. Pour déterminer l'influence des assemblages sur la résistance en compression des diagonales, une limite élastique $F_y = 345$ MPa a été attribuée à la section du profilé tubulaire. Pour déterminer la résistance en compression des assemblages et l'influence de ces assemblages sur la résistance probable en compression C_u , une limite élastique probable $R_y F_y$ de 460 MPa a été assignée à la section du profilé tubulaire.

De plus, on a considéré deux valeurs pour le défaut de rectitude de la diagonale : $\Delta_o = +0.002L_{HSS}$ et $\Delta_o = -0.002L_{HSS}$, où L_{HSS} est la longueur de la diagonale HSS. Ceci a permis d'étudier l'influence de l'orientation du défaut de rectitude sur le comportement des ensembles D-A. L'orientation des défauts de rectitude est présentée à la Figure 4-1 de même que la convention de signes utilisée pour les moments de flexion. Les diagrammes de moments sont tracés du côté de la fibre extrême tendue.

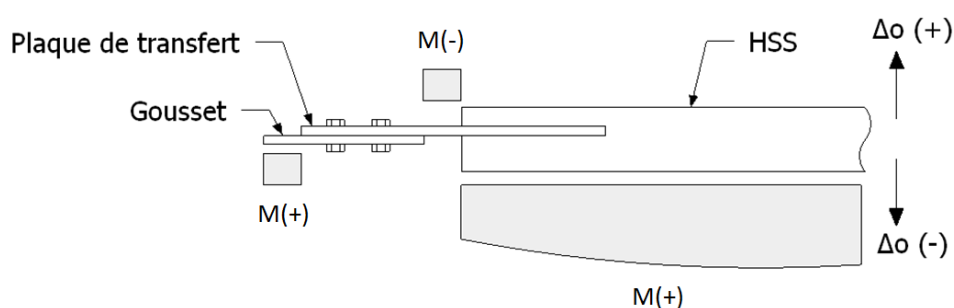


Figure 4-1: Convention de signes pour les diagrammes de moments et les défauts de rectitude (vue en plan de l'ensemble D-A).

Pour valider les résultats obtenus des analyses effectuées avec le logiciel OpenSees, les analyses pour 12 modèles ont été reprises avec le logiciel par éléments finis Abaqus. Les modèles par éléments finis Abaqus représentent avec plus de précision les détails de l'assemblage par rapport aux modèles réalisés avec le logiciel OpenSees. Le but de cette validation par le logiciel Abaqus était de vérifier si les modes de rupture, la résistance en compression et les efforts étaient semblables entre les deux modèles.

La méthodologie adoptée pour l'optimisation des goussets est décrite à la section 4.5.1

4.3 Propriétés des modèles

Cette section présente les propriétés des ensembles D-A modélisés pour l'étude paramétrique. Premièrement, les caractéristiques des diagonales et des assemblages sont présentées. Ensuite, les caractéristiques propres à la modélisation par éléments finis des ensembles D-A sont énoncées.

4.3.1 Caractéristiques des diagonales

Les différents profilés tubulaires sélectionnés pour l'étude paramétrique sont les plus utilisés dans la conception des charpentes de faible hauteur. Plus spécifiquement, les dimensions des profilés ont été déterminées de sorte à couvrir les valeurs d'élancement $(L/r)_{HSS}$ variant de 50 à 200. De plus, le choix des dimensions a été fait pour obtenir différents rapports d'élancement des parois b_{el}/t_{HSS} inférieurs à la limite prescrite par l'article 27.5.3.2 de la norme CSA S16. Le ratio b_{el}/t_{HSS} permet de contrôler l'apparition du voilement local des parois où b_{el} est égal à $d_{HSS} - 4t_{HSS}$. La Figure 4-2 présente graphiquement les élancements et ratios b_{el}/t_{HSS} des différents modèles de l'étude paramétrique.

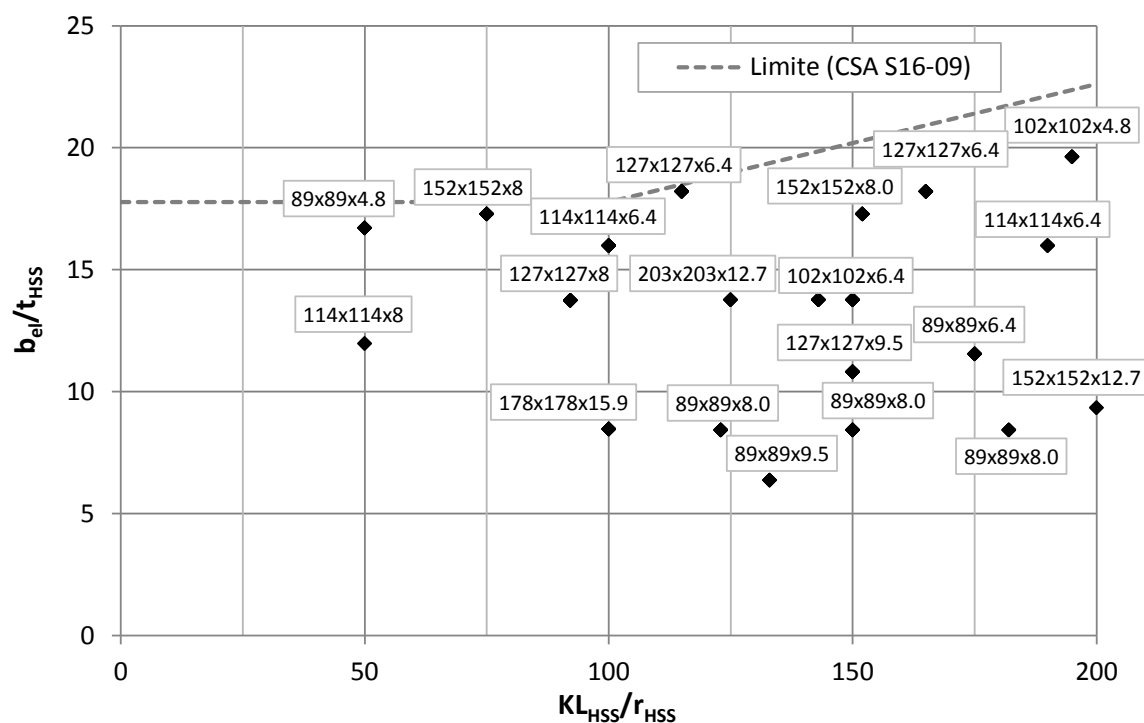


Figure 4-2: Élancements et ratios b_{el}/t_{HSS} des profils étudiés dans l'étude de cas

Le Tableau 4-1 présente les caractéristiques des diagonales de l'étude paramétrique. Les propriétés des sections y sont définies de même que les résistances probables utilisées pour la conception des assemblages. Les résistances probables T_u et C_u sont définies respectivement par les équations [2-3] et [2-4] et la résistance nominale C_n est définie par l'équation [3-7]. Pour simplifier les calculs reliés à la résistance probable en traction du fusible ductile T_{u-F} , celle-ci a été posée égale à la résistance probable en compression C_u ($T_{u-F} = C_u$).

Les profils tubulaires HSS des diagonales sont conformes à la nuance d'acier américaine ASTM A500 de catégorie C. Pour cette nuance d'acier, la limite élastique F_y est de 345 MPa et la limite ultime F_u est de 427 MPa. La limite élastique probable $R_y F_y$ est de 460 MPa pour les profils tubulaires HSS.

Tableau 4-1: Description des propriétés, de la résistance nominale C_n et des résistances probables C_u , T_u et T_{u-F} des diagonales

$(L/r)_{HSS}$	Profilé HSS	d_{HSS} (mm)	L_{HSS} (mm)	b_{el}/t_{HSS}	$c_{HSS}=(EI/L)_{HSS}$ (kN·mm/rad)	C_n (kN)	C_u (kN)	T_u (kN)	T_{u-F} (kN)
50	114x114x8,0	114,3	2160	11,96	507 407	817	1204	1348	N/A
50	89x89x4,8	88,9	1710	16,7	192 982	393	580	649	N/A
75	152x152x8,0	152,4	4410	17,28	630 385	836	1144	1854	1144
92	127x127x8,0	127	4460	13,74	346 637	543	716	1518	716
100	178x178x15,9	178	6570	8,46	1 159 817	1304	1697	4057	1697
100	114x114x6,4	114,3	4390	15,98	210 934	355	462	1104	462
115	127x127x6,4	127	5646	18,2	229 897	325	415	1237	415
123	89x89x8,0	88,9	4034	8,42	117 997	241	305	1017	305
125	203x203x12,7	203	9688	13,76	1 044 591	896	1131	3878	1131
133	89x89x9,5	88,9	4362	6,36	109 124	213	267	1017	267
143	102x102x6,4	101,6	5534	13,76	114 203	180	224	971	224
150	89x89x8,0	88,9	4920	8,42	96 748	174	215	1017	215
152	152x152x8,0	152,4	8938	17,28	311 032	309	384	1854	384
150	127x127x9,5	127	7155	10,8	246 541	304	377	1780	377
150	102x102x6,4	101,6	5805	13,76	108 872	166	206	971	206
165	127x127x6,4	127	8100	18,2	160 247	179	220	1237	220
175	89x89x6,4	88,9	5862	11,54	69 942	109	134	837	134
182	89x89x8,0	88,9	5970	8,42	79 732	123	151	1017	151
190	114x114x6,4	114,3	8341	15,98	111 018	124	151	1104	151
195	102x102x4,8	101,6	7683	19,63	65 860	80	98	750	98
200	152x152x12,7	152,4	11340	9,33	345 679	261,6	349	2811	349

4.3.2 Dimensionnement des assemblages

Les assemblages ont été conçus pour résister d'une part à des efforts axiaux de traction correspondant à la résistance probable de la diagonale T_u ou des fusibles T_{u-F} ($= C_u$) et, d'autre part, à la résistance probable en compression C_u tel que prescrit dans la norme CSA S16.

L'Annexe B présente en détail la vérification des résistances en traction et en compression des assemblages. Premièrement, les vérifications ont été effectuées pour assurer une résistance en traction T_r des différentes composantes de l'assemblage : boulons, plaques de transfert, goussets

et soudures supérieure à T_u ou T_{u-F} . Deuxièmement, la vérification des modes de rupture en compression est présentée pour les plaques de transfert et les goussets. Les goussets ont été vérifiés selon les deux méthodes M1 et M2 décrites précédemment. Dans la première méthode, le gousset a été conçu avec une équation d'interaction (Équation [B-24]) combinant la résistance probable en compression C_u et la résistance au moment plastique ultime de la plaque de transfert $M_{p-PL-ult}$ (Équation [B-26]). Dans la méthode M2, le gousset a été conçu avec la même équation d'interaction (Équation [B-24]) mais avec un moment égal au moment d'excentricité M_{exc} égal à $C_u \cdot e_{PL}$ (Équation [B-27]). Ainsi, pour chacune des diagonales F et NF, deux assemblages ayant des goussets différents ont été conçus et sont modélisés pour l'étude paramétrique. De plus, pour obtenir un échantillon plus important d'assemblages, plusieurs plaques de transfert différentes ont été conçues pour quelques diagonales dans le but de couvrir les différentes géométries retrouvées dans la pratique. La Figure 4-3 présente les différents termes utilisés pour désigner les propriétés de l'assemblage.

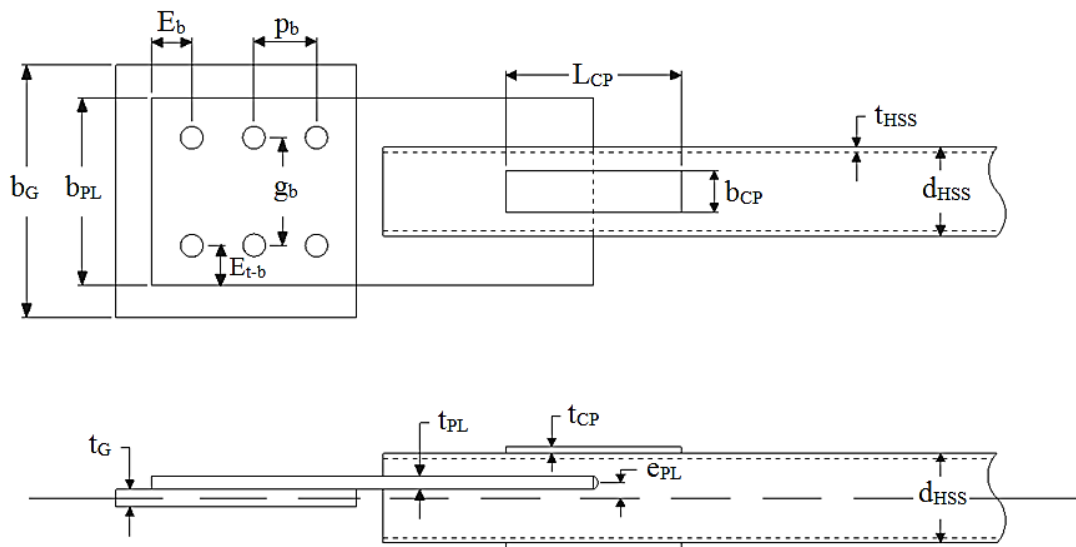


Figure 4-3: Définition de l'assemblage de l'ensemble D-A

Les plaques de transfert et des goussets sont faites d'acier de CSA-G40.21-300W. La limite élastique F_y est de 300 MPa et la limite ultime F_u est de 450 MPa. Les boulons sont de nuance ASTM A325. La limite ultime F_{ub} des boulons de diamètres d_b 19,05 mm et 25,4 mm est de 825 MPa. Celle des boulons ayant un diamètre d_b de 31,75 mm ($1\frac{1}{4}$ po) et de 38,1 mm ($1\frac{1}{2}$ po) est de 725 MPa.

4.3.3 Caractéristiques des assemblages

Cette section présente les propriétés des assemblages conçus selon les critères de dimensionnement énoncés à la section 4.3.2. Ces propriétés sont nécessaires à la modélisation par éléments finis. Les caractéristiques des assemblages conçus par les différentes méthodes M1 et M2 sont comparées, de même que celles des assemblages conçus pour des diagonales avec et sans fusible F et NF.

4.3.3.1 Propriétés des assemblages

Au total, 114 assemblages ont été conçus pour l'étude paramétrique. Le détail de ces assemblages est présenté à l'Annexe C. Cette annexe regroupe l'ensemble des caractéristiques géométriques des assemblages utilisées pour la modélisation et la conception ainsi que le résultat de l'équation d'interaction [B-24] des méthodes M1 et M2.

4.3.3.2 Comparaison des assemblages

Le but de cette section est de comparer les caractéristiques des assemblages conçus pour les différentes diagonales étudiées. Il est possible d'observer les différentes tendances des propriétés des assemblages selon les paramètres suivants : élanement des diagonales $(L/r)_{HSS}$, présence ou non des fusibles ductiles (F et NF) et méthode de conception des goussets (M1 et M2). Ces comparaisons permettront de mieux expliquer les différences entre les comportements des modèles numériques de l'étude paramétrique.

Dans un premier temps, on compare les différentes caractéristiques obtenues des assemblages conçus pour les diagonales NF et F.

Sur la Figure 4-4, les rapports A_{PL}/A_{HSS} des assemblages sans fusible NF varient entre 1,7 et 2,15. La valeur moyenne du rapport A_{PL}/A_{HSS} est égale à 1,9, ce qui s'explique par la différence entre la limite élastique de la plaque de transfert F_y qui est égale 300 MPa et la limite élastique probable $R_y F_y$ du profilé tubulaire avec laquelle est calculée T_u (460 MPa). Les valeurs du rapport A_{PL}/A_{HSS} pour les diagonales NF varient peu malgré des rapports c_{PL}/c_{HSS} allant de 0,7 à 6,0 et des rapports I_{PL}/I_{HSS} allant de 0,01 à 0,05.

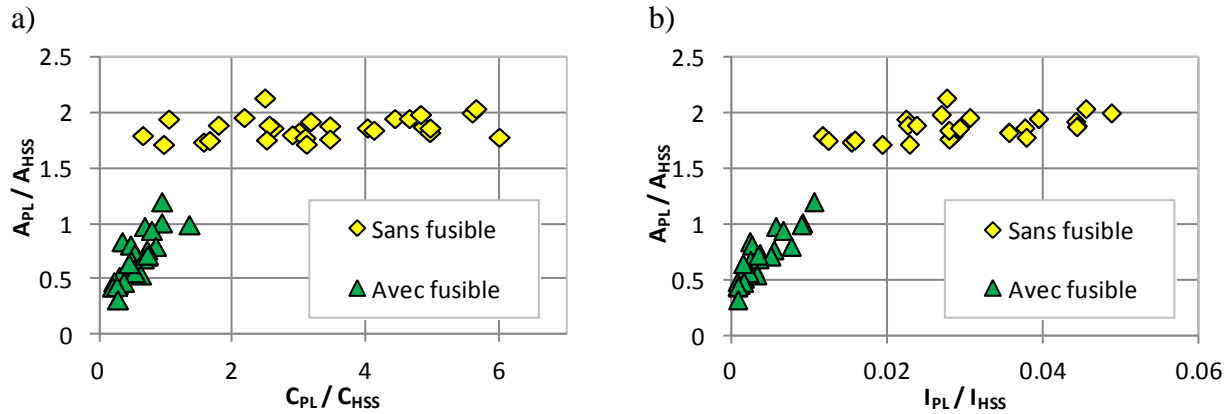


Figure 4-4: a) Rapport A_{PL}/A_{HSS} en fonction des rapports c_{PL}/c_{HSS} des modèles d'étude; b) Rapports A_{PL}/A_{HSS} en fonction des rapports I_{PL}/I_{HSS}

Pour les assemblages des diagonales avec fusible F, la charge de conception T_{u-F} est considérablement réduite par rapport à celle des diagonales sans fusible NF. De ce fait, la charge de conception des plaques de transfert est moindre et les rapports A_{PL}/A_{HSS} se situent entre 0,3 et 1,2. On remarque aussi que les plaques de transfert sont généralement plus flexibles que les profilés tubulaires ($c_{PL} < c_{HSS}$), alors que c'est l'inverse pour les assemblages NF.

La Figure 4-5 présente le rapport c_{PL}/c_{HSS} en fonction des coefficients d'élancement $(L/r)_{HSS}$ pour les diagonales avec et sans fusible (F et NF). Pour les assemblages des diagonales NF, le rapport c_{PL}/c_{HSS} augmente linéairement en fonction du coefficient d'élancement $(L/r)_{HSS}$ et il varie de 0,5 à 6. L'augmentation de ce rapport c_{PL}/c_{HSS} est causée par la diminution de la rigidité rotationnelle du profilé HSS c_{HSS} , qui est fonction de la longueur du profilé L_{HSS} .

Les assemblages conçus pour les diagonales F, quant à eux, présentent des rapports c_{PL}/c_{HSS} d'environ 0,2 à 1,4 distribués horizontalement. La valeur de ces rapports c_{PL}/c_{HSS} est plus faible que celle des assemblages des diagonales NF. Les écarts entre les rigidités rotationnelles c_{PL} des plaques de transfert des diagonales F et NF vont influencer différemment son comportement. Les plaques de transfert des diagonales NF offrent un encastrement partiel plus grand que celles des diagonales F.

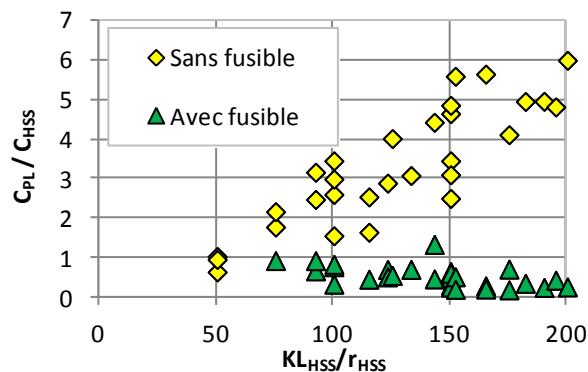


Figure 4-5: Rapports c_{PL}/c_{HSS} en fonction du coefficient d'élancement $(KL/r)_{HSS}$ (où $K=1,0$)

La Figure 4-6 a) présente le ratio d'excentricité $e_{PL}(d_{HSS}/2)/r^2$ en fonction du coefficient d'élancement $(L/r)_{HSS}$. Les ratios d'excentricité des assemblages des diagonales NF sont généralement plus élevés que ceux des diagonales F. La moyenne des ratios d'excentricité des modèles sans fusible NF est de 0,6 alors que celle pour les modèles avec fusible est de 0,46. Cela est principalement dû au fait que l'épaisseur des plaques de transfert t_{PL} des diagonales F est plus faible dû à un effort de conception T_u moindre.

Dans une même optique, la Figure 4-6 b) présente les ratios t_{PL}/e_{PL} en fonction des ratios de la largeur de la plaque de transfert b_{PL} par rapport à la largeur du profilé tubulaire d_{HSS} (b_{PL}/d_{HSS}). Lorsque le ratio t_{PL}/e_{PL} est supérieur à 1,0, cela implique que l'épaisseur du gousset est plus faible que celle de la plaque de transfert, et l'inverse est valide lorsque le ratio t_{PL}/e_{PL} est inférieur à 1,0. Pour les assemblages des diagonales NF, le ratio t_{PL}/e_{PL} se situe aux alentours de 1,0 tandis que pour les diagonales avec fusibles, ce ratio est d'environ 0,65. De ce fait, l'épaisseur des goussets conçus pour les diagonales NF n'est pas très différente de celle de la plaque. De plus, selon la méthode de conception (M1 ou M2), l'épaisseur de certains goussets peut être inférieure à celle de la plaque de transfert, alors que pour l'ensemble des assemblages des diagonales F, l'épaisseur des goussets est toujours plus élevée que celle des plaques de transfert. De plus, on remarque, qu'en moyenne, les ratios b_{PL}/d_{HSS} sont plus élevés pour les modèles NF (2,45) que pour les modèles F (1,69). Cet écart est dû à la différence entre les efforts de conception.

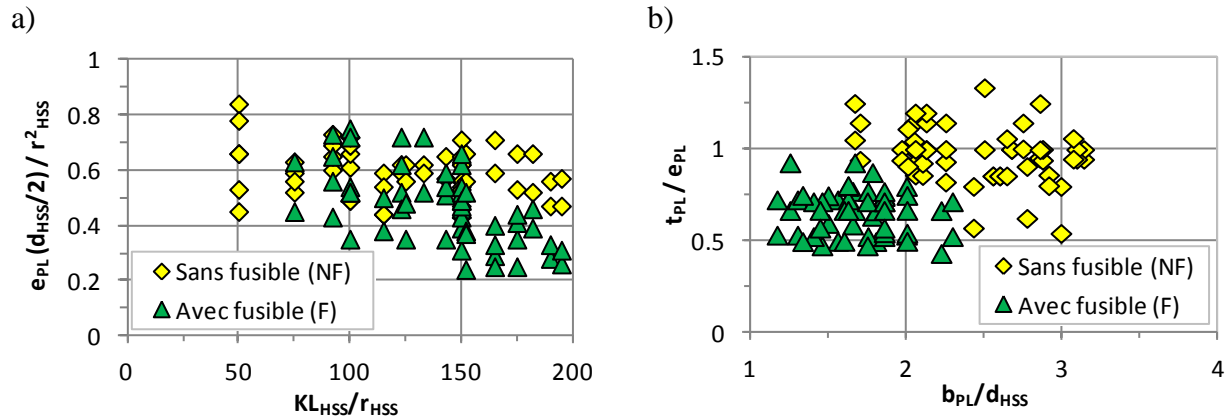


Figure 4-6: a) Ratios d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ en fonction du coefficient d'élancement $(KL/r)_{HSS}$ (où $K = 1,0$); b) Ratios t_{PL}/e_{PL} en fonction du ratio b_{PL}/d_{HSS} .

La Figure 4-7 présente les rapports b_{PL}/d_{HSS} et c_{PL}/c_{HSS} en fonction du rapport des inerties de la plaque de transfert et du profilé tubulaire I_{PL}/I_{HSS} . Ces figures regroupent les informations présentées aux Figures 4-4, 4-5 et 4-6b qui seront utilisées pour définir les géométries typiques des plaques de transfert pour l'élaboration des courbes de résistance en compression présentées au Chapitre 5.

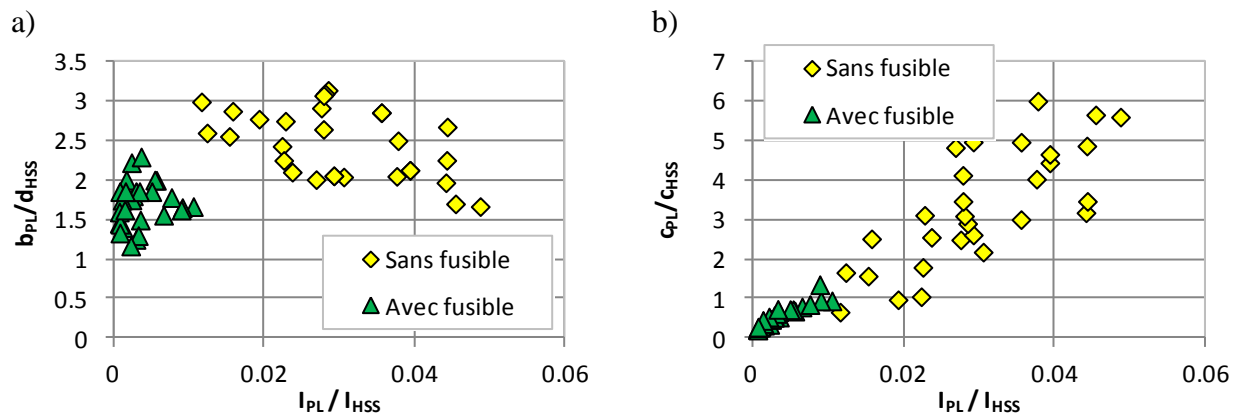


Figure 4-7: a) Rapport de la largeur de la plaque de transfert sur la largeur du profilé tubulaire b_{PL}/d_{HSS} en fonction du rapport des inerties de la plaque de transfert et du profilé tubulaire I_{PL}/I_{HSS} ; b) Rapport de la rigidité élastique de la plaque de transfert sur la rigidité du profilé tubulaire c_{PL}/c_{HSS} en fonction du rapport des inerties de la plaque de transfert et du profilé tubulaire I_{PL}/I_{HSS}

La Figure 4-8 présente le rapport c_G/c_{PL} en fonction de l'élancement de la diagonale $(L/r)_{HSS}$ pour les diagonales NF et F. Lors de la conception des goussets, aucun critère de rigidité n'a été imposé. De ce fait, on remarque sur la Figure 4-8a que la rigidité des goussets est inférieure à celle des plaques de transfert ($c_G/c_{PL} < 1,0$) pour les assemblages conçus selon la méthode M2 et des élancements de diagonale $(L/r)_{HSS}$ plus grands que 150. Un rapport c_G/c_{PL} inférieur à 1,0 peut donner lieu à une instabilité au niveau de l'assemblage. Dans la même figure, on remarque que le ratio c_G/c_{PL} des assemblages conçus avec la méthode M1 est toujours supérieur à 1,5.

Les ratios c_G/c_{PL} de la Figure 4-8b sont ceux des assemblages des diagonales F. Ces ratios c_G/c_{PL} sont toujours supérieurs à 2,0. Généralement, les ratios c_G/c_{PL} de la méthode M2 sont supérieurs à ceux de la méthode M1.

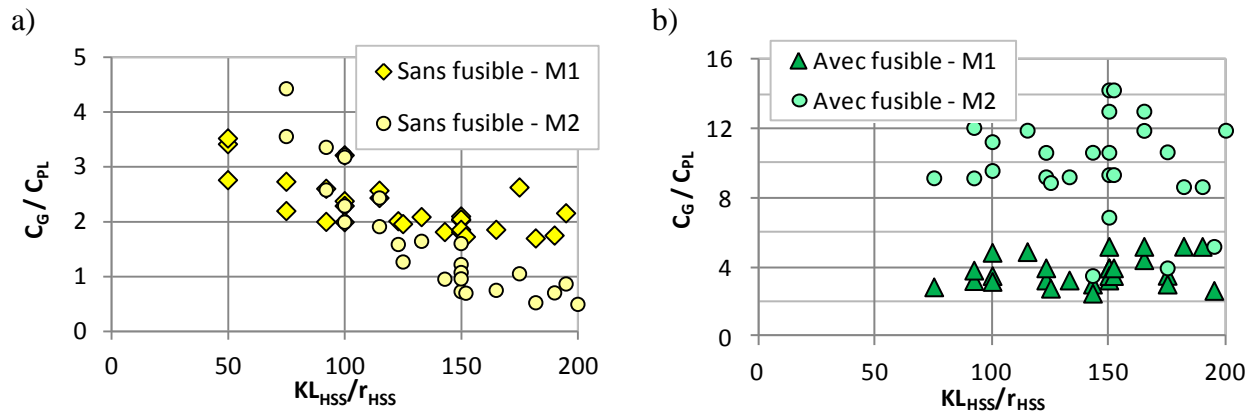


Figure 4-8: Rapport de la rigidité des goussets sur la rigidité des plaques de transfert c_G/c_{PL} : a) Diagonales NF ; b) Diagonales F.

4.3.4 Modélisation par éléments finis (OpenSees)

Les diagonales ont été analysées en supposant deux valeurs de la limite élastique : limite élastique nominale F_y égale à 345 MPa et limite élastique probable $R_y F_y$ de 460 MPa. Les analyses avec la limite élastique F_y visaient à vérifier l'influence des assemblages boulonnés en cisaillement simple sur la résistance en compression des diagonales. La seconde analyse avec la limite élastique probable $R_y F_y$ de 460 MPa visait à vérifier si la résistance en compression des assemblages était suffisante pour que les diagonales atteignent leur résistance probable en compression C_u et identifier les différents modes de rupture. De plus, la seconde analyse a permis de vérifier l'influence de l'assemblage boulonné en cisaillement simple sur la résistance probable

des diagonales en compression C_u . Dans les deux séries d'analyses, on a considéré deux valeurs pour le défaut de rectitude : $0,002L_{HSS}$ et $-0,002L_{HSS}$. Au total, 456 analyses par éléments finis ont été réalisées avec le logiciel OpenSees. Dans tous les cas, on a appliqué un chargement en compression de type « déplacement-contrôlé », c'est-à-dire qu'une déformation axiale en compression a été graduellement imposée jusqu'à provoquer la rupture en compression de l'ensemble D-A.

4.3.4.1 Diagonales

Les hypothèses de modélisation des profilés tubulaires étaient identiques à celles présentées pour la validation des modèles analytiques à la section 3.3.6.1 et à l'Annexe A. Les profilés tubulaires ont été modélisés à l'aide d'éléments non-linéaires (*nonlinearBeamColumn*). La section des diagonales ont été discrétisées en plusieurs fibres pour lesquelles on a assigné le matériau *Steel02*. La Figure A-1 présente la division des fibres dans la section. Les contraintes résiduelles n'ont pas été considérées dans ces analyses.

4.3.4.2 Assemblages

La plaque de transfert et le gousset ont aussi été modélisés avec des éléments non-linéaires de type *nonlinearBeamColumn*, tel que présenté à la Figure 4-9. Au total, une série de quatre éléments formait la plaque de transfert et le gousset. Les longueurs L_{T-PL} et L_{T-G} sont les longueurs des éléments non-linéaires de la plaque de transfert et du gousset. Pour représenter la butée de la plaque de transfert sur le gousset et vice-versa, l'équation [4-1] proposée par Davaran et al. (2014) a été utilisée pour représenter la longueur L_T . Au total treize et seize fibres divisent l'épaisseur de la plaque de transfert et celle du gousset, tel que présenté à la Figure 4-10. Cette quantité élevée de fibres a été utilisée pour permettre la vérification de la distribution des contraintes sur l'épaisseur des éléments. Le matériau assigné aux fibres des éléments non-linéaires de la plaque de transfert et du gousset est le *Steel02* avec les paramètres spécifiés au Tableau 4-2.

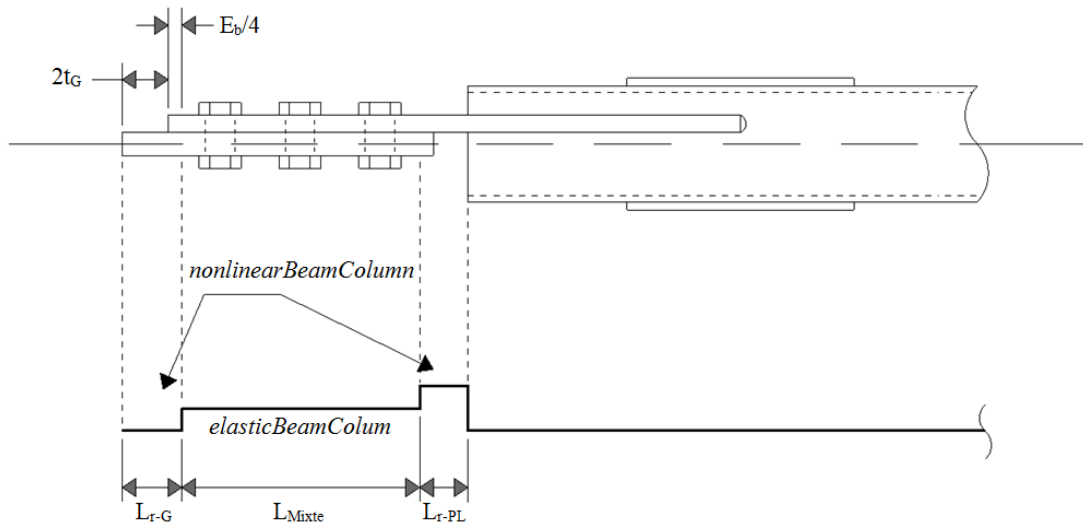


Figure 4-9: Détail de la modélisation des assemblages dans les modèles par éléments finis OpenSees

$$L_r = 2t + E_b/4 \quad [4-1]$$

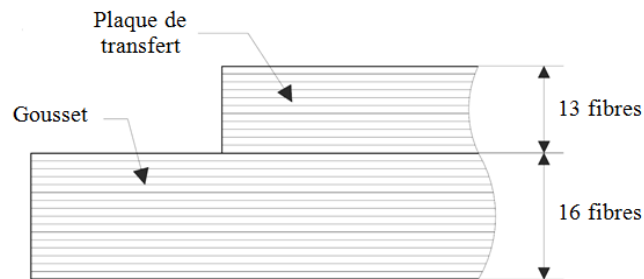


Figure 4-10: Distribution des fibres sur les sections de la plaque de transfert et du gousset

Tableau 4-2: Paramètres spécifiques des assemblages des modèles OpenSees

F_y (MPa)	E (MPa)	b	$R0$	$CR1$	$CR2$
300	200 000	0,00001	25	0,925	0,15

La partie de l'assemblage boulonné entre les éléments de la plaque de transfert et du gousset est modélisée par un élément élastique de type *elasticBeamColumn*. Cet élément a les propriétés

e_{Mixte} , A_{Mixte} et I_{Mixte} des sections de la plaque de transfert et du gousset combinées. Des liens rigides ont été introduits pour créer les excentricités. Pour certaines variables, l'indice « Mixte » est utilisé pour désigner la section combinée de la plaque de transfert et du gousset au niveau de l'assemblage boulonné.

4.4 Résultats

Cette section présente les résultats de l'analyse paramétrique. Les résultats détaillés de chacun des modèles par éléments finis sont présentés aux Annexes D et E.

Dans un premier temps, le comportement global des ensembles D-A est présenté pour permettre une meilleure compréhension des modes de rupture. On présente la distribution des efforts de flexion dans l'ensemble D-A pour quelques modèles avec et sans fusible (F et NF). De plus, on identifie le type de flambement qui a été observé dans l'analyse.

Par la suite, on discute des différents modes de rupture qui ont été observés pour chacun des modèles lors de l'atteinte de la charge axiale maximale. On évalue l'influence des différents paramètres des assemblages sur les modes de rupture, dont : l'excentricité de la plaque de transfert $e(d_{\text{HSS}}/2)/r^2$, le rapport c_G/c_{PL} , la résistance en flexion des goussets et le niveau de plastification des plaques de transfert influençant sa rigidité c_{PL} .

Les résultats de l'étude paramétrique ont été validés à l'aide de modèles numériques créés avec le logiciel Abaqus. Cette validation avait pour objectif de démontrer l'adéquation des modèles numériques OpenSees utilisés dans l'étude paramétrique.

Finalement, cette section présente une discussion supplémentaire sur les modes de ruptures B et E dans le but de démontrer que la résistance de ces modes de rupture peut être vérifiée à l'aide de méthodes proposées dans la Littérature.

4.4.1 Comportement des ensembles D-A

Cette section présente la distribution des efforts dans les différents éléments des ensembles D-A modélisés. De plus, le type de flambement des diagonales ayant subi un mode de rupture A est identifié. La distinction est faite entre le flambement élastique et inélastique.

4.4.1.1 Diagrammes de moments

Les diagrammes de moments sont présentés ici pour quatre modèles. . Ces modèles sont ceux pour lesquels on a effectué la validation avec le logiciel Abaqus. Cette validation est présentée à la sous-section 4.4.3. Ces quatre modèles sont représentatifs de l'ensemble des modèles de l'étude paramétrique et ont été choisis pour couvrir la plage des élancements $(L/r)_{HSS}$ considérée dans l'étude paramétrique. Pour chaque modèle, on retrouve les deux types de diagonales, avec et sans fusible, et les deux méthodes de conception M1 et M2. Les caractéristiques de ces modèles sont :

- $(L/r)_{HSS} = 92$ – HSS 127x127x8,0
 - NF1-M1, NF1-M2 et F1-M1, F1-M2
- $(L/r)_{HSS} = 123$ – HSS 89x89x8,0
 - NF1-M1, NF1-M2 et F2-M1, F2-M2
- $(L/r)_{HSS} = 150$ – HSS102x102x6,4
 - NF2-M1, NF2-M2 et F1-M1, F1-M2
- $(L/r)_{HSS} = 190$ – HSS114x114x6,4
 - NF1-M1, NF1-M2 et F1-M1, F1-M2

Comme mentionné, pour chacun de ces modèles, on a aussi considéré un défaut de rectitude positif et négatif ($+0,002 L_{HSS}$ et $-0,002 L_{HSS}$) de même qu'une diagonale sans défaut de rectitude. En modifiant la direction du défaut de rectitude, le comportement global de l'ensemble D-A change. De plus, lorsque la charge augmente, l'allure de la distribution des efforts peut changer elle aussi. Ainsi, les diagrammes de moments sont présentés pour deux étapes de chargement: $P/P_{max} = 0,1$ et $P/P_{max} = 1,0$, où P_{max} est la charge axiale maximale en compression atteinte dans l'analyse. La convention des signes pour les diagrammes de moment et pour les défauts de rectitude est présentée à la Figure 4-1. La Figure 4-11 présente la convention utilisée pour la présentation des diagrammes des moments. Pour chacun des élancements $(L/r)_{HSS}$, on présente dans les figures les trois diagrammes des moments suivants (de gauche à droite dans les figures) :

- les diagrammes des moments à une charge axiale faible ($P/P_{max} = 0,1$),

- les diagrammes des moments à la charge axiale de compression maximale P_{\max} :
 - où l'échelle de l'axe vertical $M/(P_{\max} \cdot e_{PL})$ est identique pour tous les élancements $(L/r)_{HSS}$,
 - où l'échelle de l'axe vertical $M/(P_{\max} \cdot e_{PL})$ est ajustée pour chaque cas.

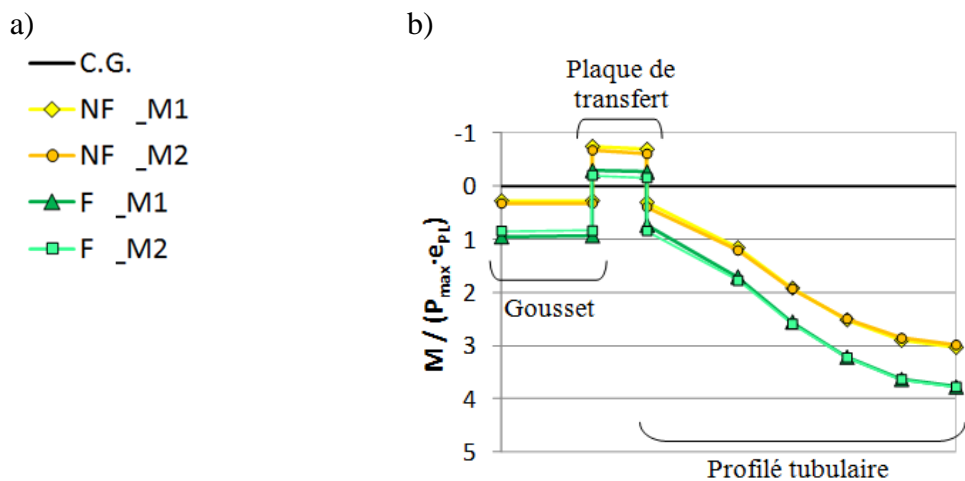
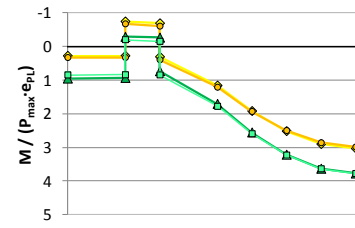
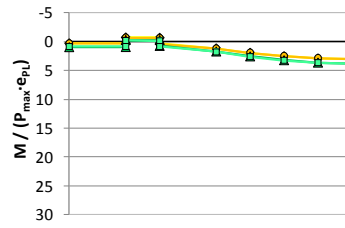
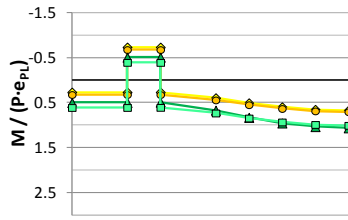


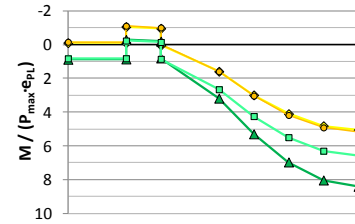
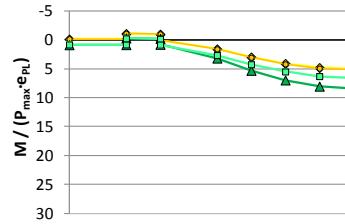
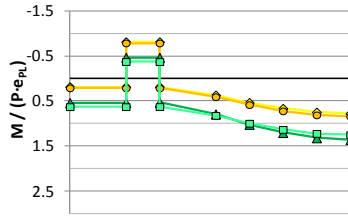
Figure 4-11: a) Légende des diagrammes de moments; b) Description des segments des diagrammes de moments.

$$\left(\frac{L}{r}\right) \quad \frac{P}{P_{max}} = 0,1 \quad P_{max}$$

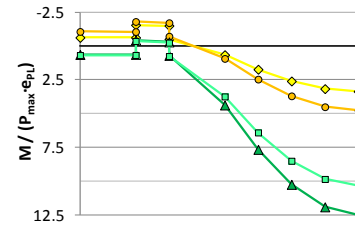
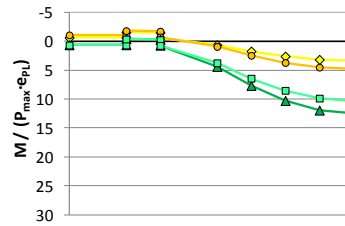
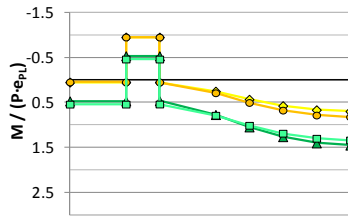
92



123



150



190

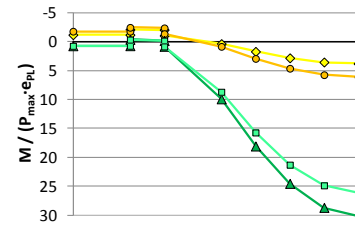
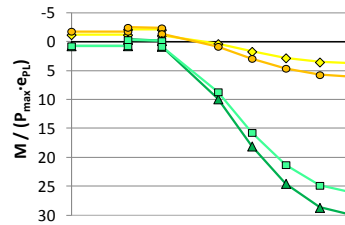
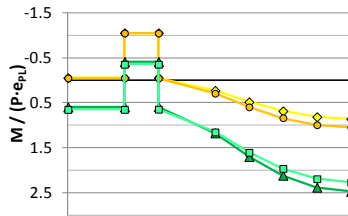
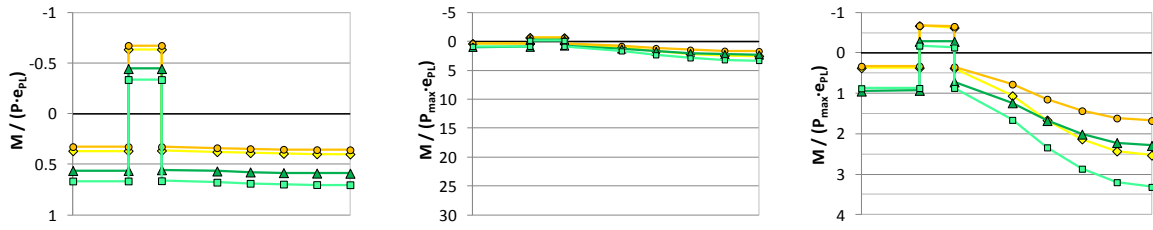


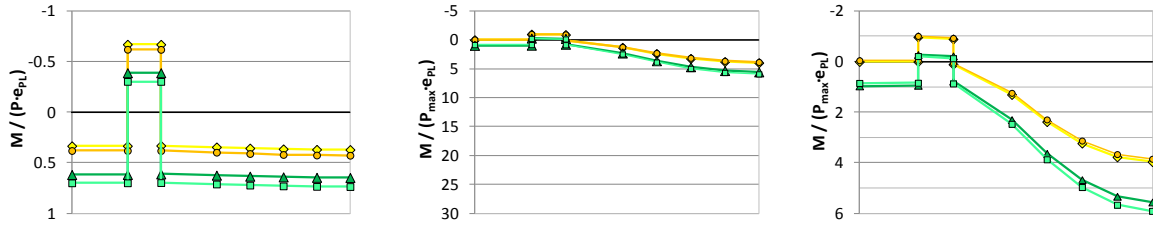
Figure 4-12: Diagrammes des moments - Défaut de rectitude négatif $\Delta_0(-) = -0,002 L_{HSS}$

$$\left(\frac{L}{r}\right) \quad \frac{P}{P_{max}} = 0,1 \quad P_{max}$$

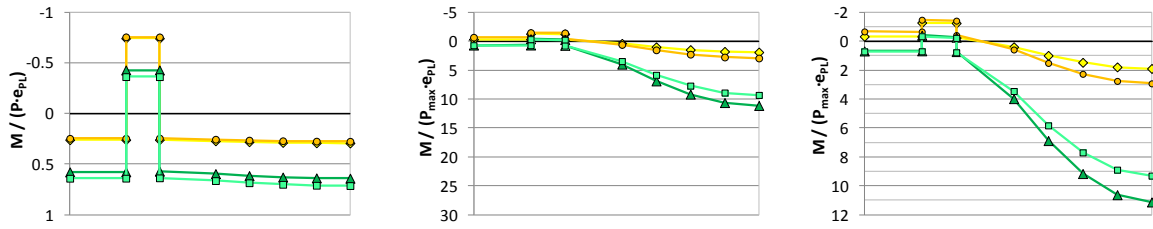
92



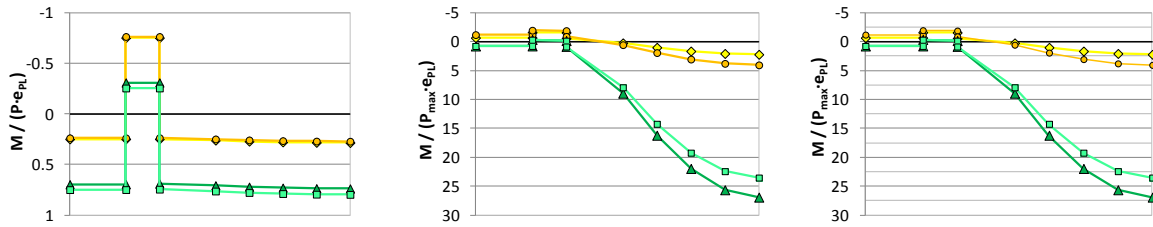
123



150



190

Figure 4-13: Diagrammes des moments - Aucun défaut de rectitude $\Delta_0 = 0$

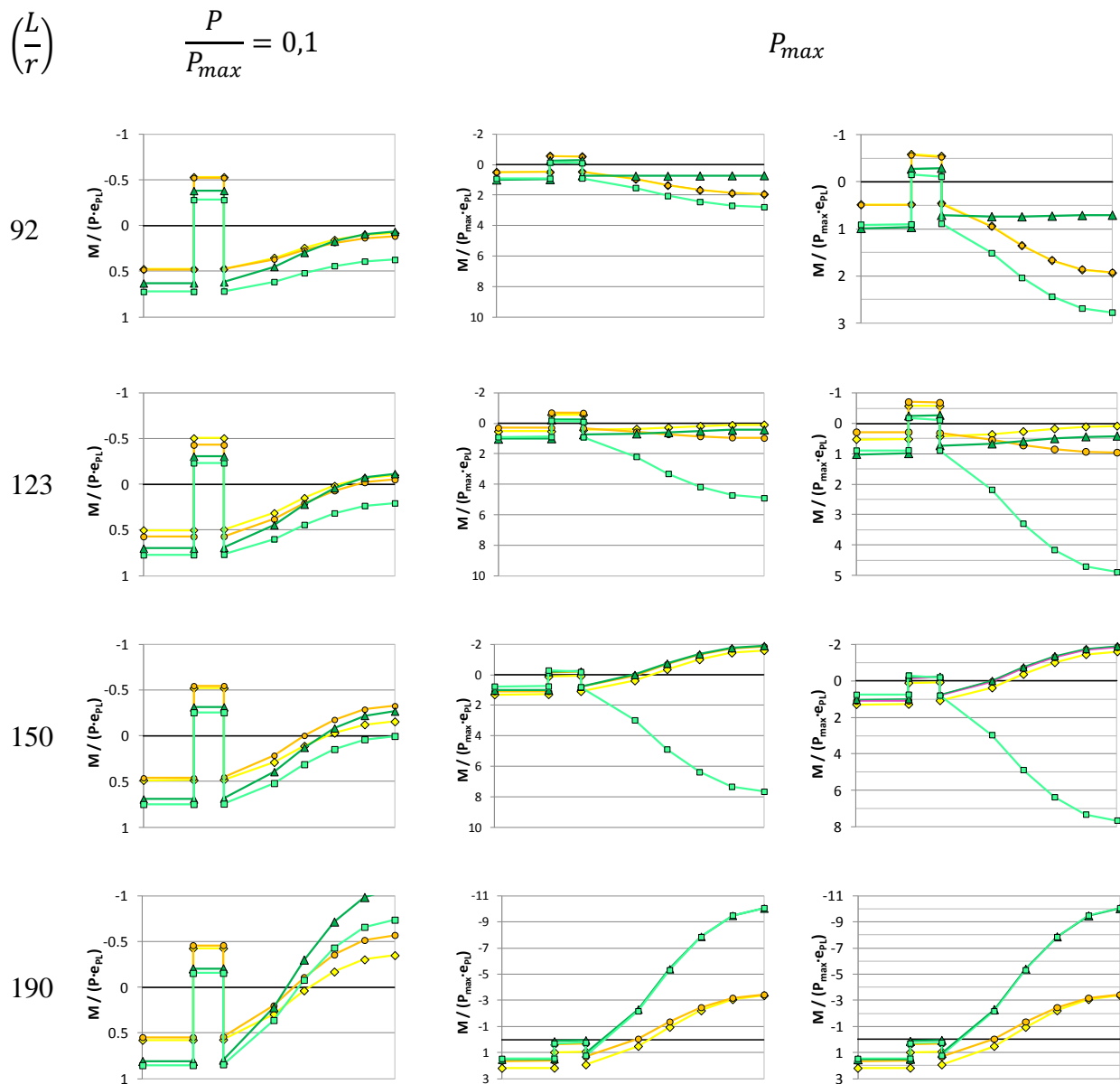


Figure 4-14: Diagrammes des moments - Défaut de rectitude positif $\Delta_0(+) = +0,002 L_{HSS}$

En résumé, voici l'allure des diagrammes de moments présentés aux Figures 4-12, 4-13 et 4-14 :

Pour les ensembles D-A ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_0(-)$:

- L'allure des diagrammes de moments aux chargements $P/P_{max} = 0,1$ et P_{max} est semblable.
- Les efforts de flexion $M/(P \cdot e_{PL})$ à $P/P_{max} = 0,1$ et à P_{max} dans les diagonales avec fusible (F) sont toujours supérieurs à ceux dans les diagonales sans fusible (NF).

- Pour les diagonales avec fusible (F), le signe des efforts de flexion dans la plaque de transfert est toujours négatif, alors qu'il est positif dans le gousset et le profilé tubulaire.
- Pour un élancement $(L/r)_{HSS}$ compris entre 150 et 190, les efforts de flexion dans la plaque de transfert et dans le gousset sont de signe négatif lors de l'atteinte de la charge axiale maximale P_{max} .

Pour les ensembles D-A n'ayant aucun défaut de rectitude $\Delta_o = 0$ mm :

- On observe les mêmes tendances que pour les ensemble D-A ayant des défauts de rectitude négatifs $\Delta_o(-)$ sauf que l'allure des diagrammes des moments aux chargements $P/P_{max} = 0,1$ et P_{max} ne sont pas semblables. Effectivement, comme il n'y a aucune déformée initiale, le moment dans le profilé tubulaire du diagramme à $P/P_{max} = 0,1$ est constant, alors qu'à P_{max} , la valeur du moment à la mi-longueur du HSS est plus élevée qu'aux extrémités.

Pour les ensembles D-A ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$:

- Pour des charges axiales faibles $P/P_{max} = 0,1$, l'effort de flexion à la mi-longueur du profilé HSS est généralement de signe négatif. De plus, les efforts de flexion dans la plaque de transfert et dans le gousset sont toujours de signes inverses, soit de signes négatif et positif, respectivement.
- Lorsque la charge axiale atteint la valeur maximale P_{max} , l'allure des diagrammes des moments n'est pas toujours semblable à celle des diagrammes obtenus pour la charge axiale faible $P/P_{max} = 0,1$. Par exemple, l'orientation du diagramme de flexion dans le profilé tubulaire du modèle $(L/r)_{HSS} = 150 - F1_M2$ change selon le niveau de chargement.

4.4.1.2 Flambement des diagonales

Tel qu'observé à la section 4.4.2 suivante, le flambement des diagonales peut se produire dans le domaine élastique ou inélastique. Les caractéristiques des assemblages influencent le type de flambement de la diagonale. On présente dans cette section les contraintes aux fibres extrêmes $\sigma_{HSS(+)}$ et $\sigma_{HSS(-)}$ à la mi-longueur du profilé tubulaire lors de l'atteinte de la charge axiale maximale. La contrainte $\sigma_{HSS(+)}$ est la contrainte calculée à la fibre supérieure de la diagonale (du côté de la plaque de transfert, voir vue en plan de Figure 4-1) alors que la contrainte $\sigma_{HSS(-)}$ est

celle calculée sur la fibre opposée. Seules les contraintes pour les modèles numériques ayant subi le mode de rupture A (flambement en flexion de la diagonale et rotules plastiques dans les plaques de transfert) sont présentées. Les résultats ne sont présentés que pour les modèles numériques avec une limite élastique probable $R_y F_y$ égale à 460 MPa pour les diagonales. Dans les graphiques, les contraintes sont donc normalisées par rapport à la contrainte $R_y F_y = 460$ MPa.

La Figure 4-15 donne les contraintes à la fibre supérieure $\sigma_{HSS(+)} / R_y F_y$ pour les diagonales avec et sans fusible F et NF ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$. Pour ces diagonales, la déformée hors-plan $\Delta_{\text{hors-plan}}$ est toujours négative (voir signe de la déformée sur la vue en plan de la Figure 4-1 et la Figure H-1 de l'Annexe H), ce qui implique que les contraintes maximales de compression se trouvent toujours à la fibre supérieure.

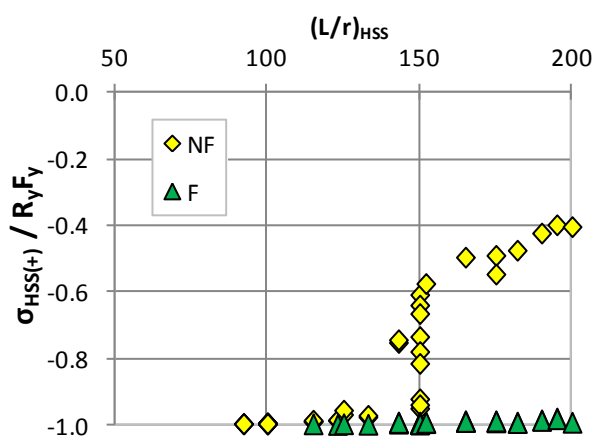


Figure 4-15: Contraintes axiales à la fibre supérieure $\sigma_{HSS(+)}$ à la mi-longueur des diagonales NF et F pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$ et une limite élastique probable $R_y F_y$ égale à 460 MPa

Pour les diagonales sans fusible NF ayant un élancement $(L/r)_{HSS}$ inférieur à 150, les contraintes $\sigma_{HSS(+)} / R_y F_y$ atteignent -1,0 soit la plastification en compression lors de l'atteinte de la charge de flambement de la diagonale. Cela signifie que le flambement de la diagonale est inélastique. Lorsque l'élancement $(L/r)_{HSS}$ est supérieur à 150, les diagonales NF subissent un flambement élastique. En effet, les contraintes $\sigma_{HSS(+)}$ n'atteignent pas $R_y F_y$ en compression pour les modèles NF avec diagonales ayant un élancement supérieur à 150.

Le flambement inélastique est le mode de rupture observé pour l'ensemble des diagonales avec fusible (F) ayant subi le mode de rupture A. Toutes les contraintes $\sigma_{HSS(+)}$ sont égales à $-R_y F_y$ pour

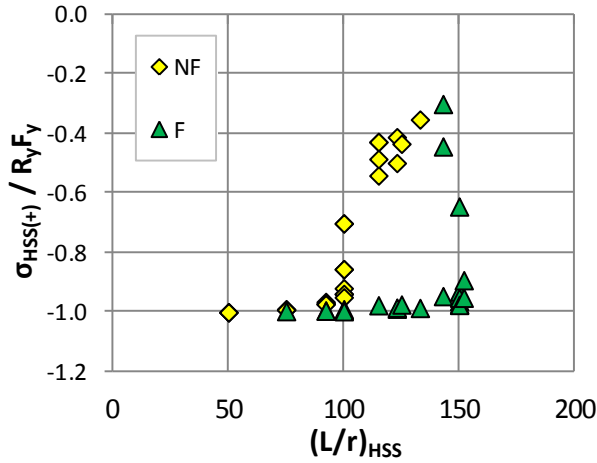
les ensembles D-A avec fusible F, ce qui confirme la plastification du profilé tubulaire lors de l'atteinte de la charge axiale maximale.

Tel qu'illustré à la Figure 4-5, la principale différence entre les ensembles D-A avec et sans fusible (F et NF) est la rigidité rotationnelle des plaques de transfert c_{PL} . Les rigidités rotationnelles élastiques des plaques de transfert des diagonales avec fusible F sont considérablement plus faibles que celles des plaques de transfert des diagonales sans fusible NF. De ce fait, comparativement à la diagonale sans fusible NF, l'effort de flexion repris par les plaques de transfert de la diagonale avec fusible est plus faible, ce qui donne lieu à un moment plus important à la mi-longueur du profilé tubulaire. Pour un effort axial donné, ce moment de flexion plus important au centre de la diagonale produit des contraintes plus élevée et favorise un flambement inélastique de la diagonale.

De plus, comme on le verra à la section 4.4.2.4 où on présente le comportement des plaques de transfert lorsque la charge maximale est atteinte, la rigidité effective de la plaque de transfert c_{PL-eff} est diminuée par la plastification de la plaque, ce qui réduit la charge critique de flambement élastique P_{cr} de l'ensemble D-A qui peut être atteinte avant le flambement inélastique. Ce comportement se produit principalement pour les diagonales sans fusible ayant un élancement élevé.

La Figure 4-16 présente les contraintes aux fibres supérieure $\sigma_{HSS(+)} / R_y F_y$ et inférieure $\sigma_{HSS(-)} / R_y F_y$ des profilés tubulaires ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$. Tel qu'observé précédemment à la section 4.4.1.1, les déformées hors-plan $\Delta_{hors-plan}$ des diagonales pour cette direction du défaut de rectitude peuvent être négatives ou positives lors du flambement de la diagonale (Figure H-2 de l'Annexe H). Cela implique que les contraintes maximales en compression peuvent être au niveau de la fibre supérieure ou inférieure.

a) Fibre supérieure



b) Fibre inférieure

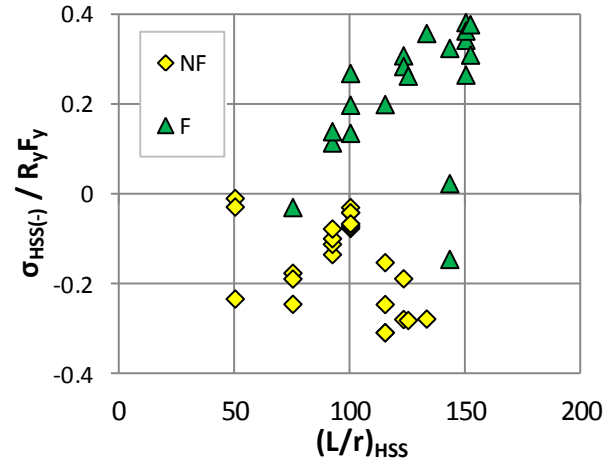


Figure 4-16: Contraintes axiales aux fibres extrêmes à la mi-longueur des diagonales NF et F pour les modèles ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$ et une limite élastique probable $R_y F_y$ égale à 460 MPa : a) $\sigma_{HSS(+)}$; b) $\sigma_{HSS(-)}$.

Pour les ensembles D-A sans fusible NF ayant un élancement $(L/r)_{HSS}$ inférieur à 125, la déformée hors-plan $\Delta_{hors-plan}$ est toujours négative pour les modèles ayant subi un mode de rupture A (voir Annexe H). Les diagonales ayant un élancement $(L/r)_{HSS}$ inférieur à 100 présentent une rupture par flambement inélastique ($\sigma_{HSS(+)} = -R_y F_y$). Pour des élancements plus élevés, le flambement de la diagonale est élastique. Un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$ diminue les efforts de flexion produits au centre de la diagonale par l'excentricité de la charge. De ce fait, un effort de compression plus important peut être appliqué sur la diagonale sans causer de plastification et conduire à un flambement élastique sous la charge P_{cr} .

La majorité des diagonales avec fusible F ayant subi le mode de rupture A ont présenté une déformée hors-plan $\Delta_{hors-plan}$ négative (voir Annexe H). Pour ces cas, la contrainte maximale de compression se trouve à la fibre supérieure $\sigma_{HSS(+)}$. Comme les plaques de transfert des ensembles D-A avec fusible F ont une rigidité rotationnelle élastique c_{PL} inférieure à celles des ensembles D-A sans fusible NF, une plus grande portion des modèles numériques F ont subi une rupture par flambement inélastique ($\sigma_{HSS(+)}/R_y F_y = -1,0$).

Sur la base de ces observations, on peut conclure que la résistance de la diagonale peut être contrôlée par un flambement inélastique et élastique et que le mode de flambement est principalement influencé par la rigidité rotationnelle effective des plaques de transfert c_{PL-eff} .

4.4.2 Modes de rupture

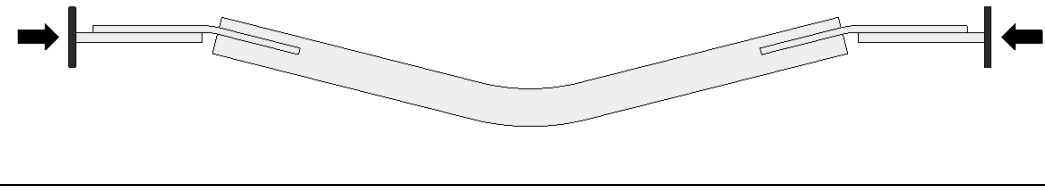
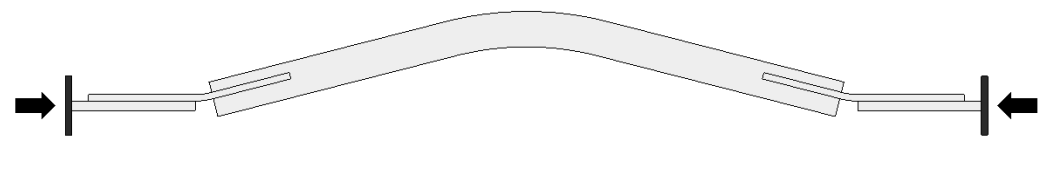
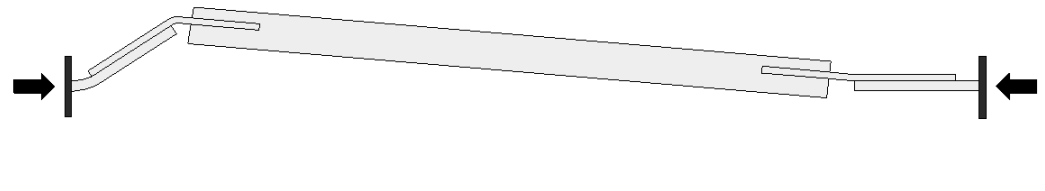
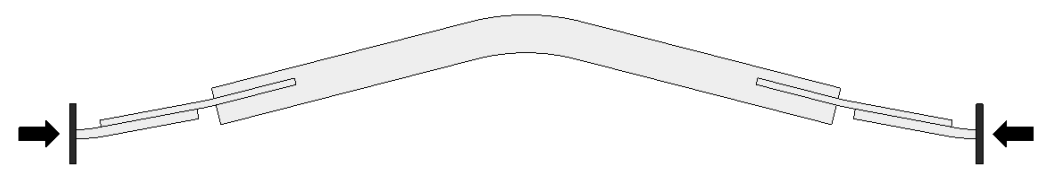
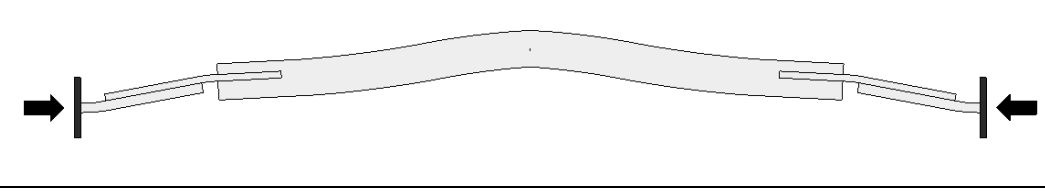
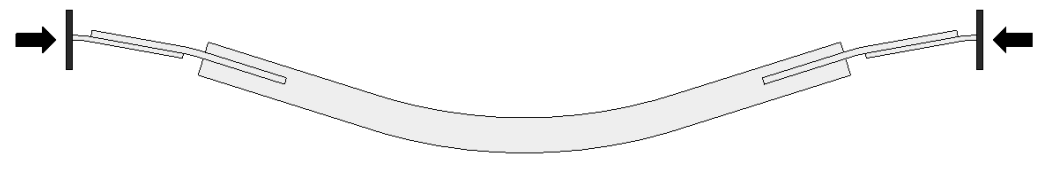
Le comportement recherché pour la rupture des diagonales est le flambement en flexion des profilés tubulaires HSS avec rotation ductile dans les plaques de transfert. De ce fait, le comportement du gousset doit demeurer élastique jusqu'à l'atteinte de la résistance maximale en compression des diagonales dans le but d'éviter les autres modes de rupture par instabilité et de protéger les assemblages reliant le gousset aux poutres et colonnes adjacentes.

À l'Annexe F, on présente les modes de rupture pour les modèles où la limite élastique probable $R_y F_y$ est de 460 MPa pour les diagonales. Le mode de rupture est présenté pour ces diagonales car les assemblages ont été conçus pour résister à l'effort de conception C_u calculé avec la limite élastique probable $R_y F_y$ de 460 MPa. Le comportement des diagonales ayant des défauts de rectitude négatifs $\Delta_o(-)$ et positifs $\Delta_o(+)$ ont été examinés.

Plusieurs modes de rupture ont été observés selon l'excentricité e , le rapport des rigidités c_G/c_{PL} et la résistance du gousset. L'influence de ces paramètres est analysée dans cette section.

Le Tableau 4-3 présente les schémas des différents modes de rupture qui ont été observés dans l'étude paramétrique. Les modes de rupture (A, B, etc.) ont été définis à la section 2.1.2. On résume ci-dessous les principales caractéristiques de chacun de ces modes de rupture.

Tableau 4-3: Modes de rupture observés dans l'étude paramétrique

A et A1	
	
B	
C	
	
D	

- Le mode de rupture A se définit par le flambement élastique ou inélastique de la diagonale et par une rotation inélastique ductile au niveau des plaques de transfert. Le comportement du gousset est élastique. Ce mode de rupture est le mode de rupture voulu lors de l'atteinte de la résistance maximale en compression.

- Le mode de rupture A.1 est semblable au mode de rupture A. La seule différence est qu'une légère plastification est observée dans les goussets lors de l'atteinte de la charge axiale maximale en compression.
- Le mode de rupture B est désigné le mécanisme à 3 rotules. Il se définit par l'apparition de trois rotules plastique dans les plaques des assemblages. Cela implique que la résistance de l'ensemble D-A est dictée par la rigidité et la résistance des plaques d'assemblages car aucun flambement de la diagonale n'est observé.
- Le mode de rupture C se produit pour les diagonales ayant un défaut de rectitude positif. Ce mode de rupture se définit par un flambement de la diagonale et une rotation inélastique ductile au niveau des goussets. Dans certains cas, on peut aussi observer une légère plastification au niveau des plaques de transfert.
- Le mode de rupture D est semblable au mode C. Il se produit généralement dans les diagonales ayant un défaut de rectitude négatif et se caractérise par un flambement en flexion de la diagonale dans la direction hors-plan négative. Le flambement est accompagné par une rotation inélastique ductile au niveau des goussets. Les plaques de transfert ont aussi subi de la plastification.

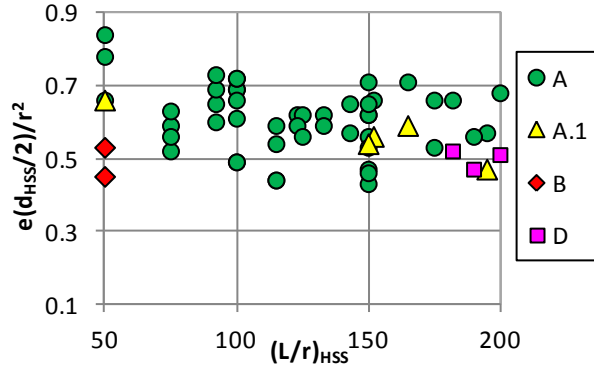
4.4.2.1 Excentricité

L'excentricité de la charge axiale appliquée à la diagonale augmente les efforts de flexion dans les composantes de l'ensemble D-A. La valeur de l'excentricité e est définie par les épaisseurs de la plaque de transfert et du gousset. Ainsi, en augmentant l'épaisseur des pièces pour satisfaire des critères de résistance, l'excentricité augmente et peut influencer davantage le comportement de l'ensemble D-A.

La Figure 4-17 et la Figure 4-18 présentent les différents modes de rupture en fonction des ratios d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ et de l'élancement des diagonales $(L/r)_{HSS}$ pour des défauts de rectitude négatifs $\Delta_o(-)$ et positifs $\Delta_o(+)$ respectivement. Sur la Figure 4-17, on remarque que l'excentricité des modèles ayant subi les modes de rupture A.1, B et D est généralement inférieure à celle des modèles ayant atteint le mode de rupture A. Pour ces trois modes de rupture A.1, B et D, la plus petite excentricité indique que les goussets sont plus minces que ceux des diagonales ayant subi

le mode de rupture A. Un manque de rigidité et de résistance du gousset a donc probablement conduit à l'apparition de ces modes de ruptures indésirables.

a) Diagonales NF - $\Delta_o(-)$



b) Diagonales F - $\Delta_o(-)$

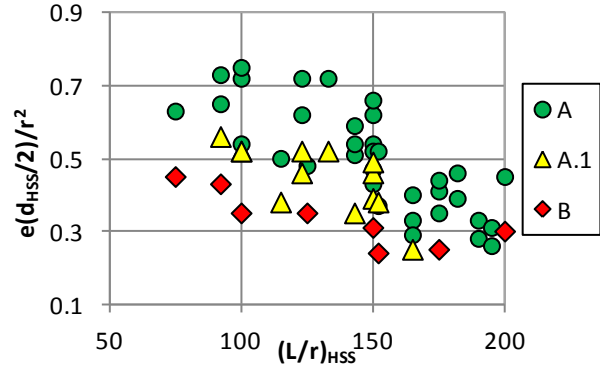
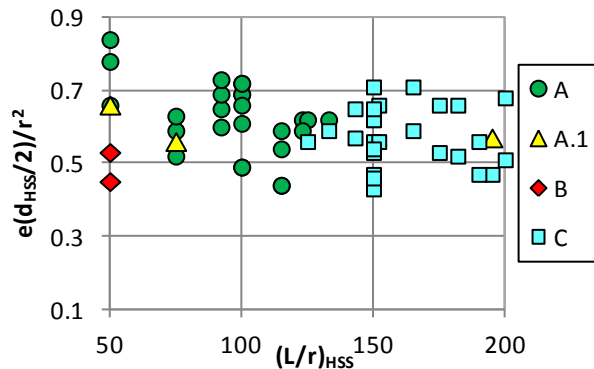


Figure 4-17: Modes de rupture en fonction du ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ et de l'élancement $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F.

a) Diagonales NF - $\Delta_o(+)$



b) Diagonales F - $\Delta_o(+)$

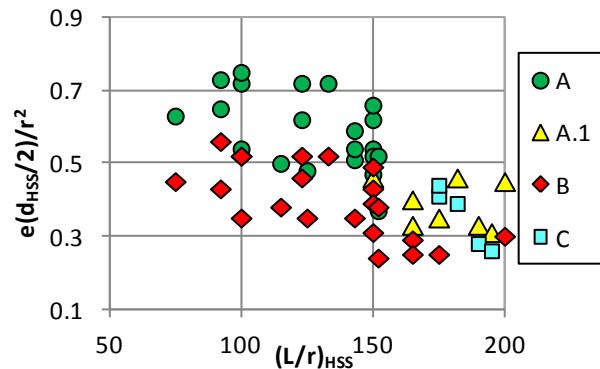


Figure 4-18: Modes de rupture en fonction du ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ et de l'élancement $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F.

Pour les diagonales NF et F ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$ de la Figure 4-18, on remarque que le ratio d'excentricité des ensembles D-A ayant subi les modes de rupture A.1 et B est généralement plus faible que celui des ensembles D-A ayant subi le mode de rupture A. Ceci suggère que les modes de rupture A.1 et B sont aussi principalement causés par un manque de résistance et de rigidité du gousset pour un défaut de rectitude positif. Pour les diagonales F, le

mode de rupture C est aussi associé à un rapport d'excentricité plus faible. Pour les diagonales NF, le ratio d'excentricité des ensembles D-A ayant subi le mode de rupture C ne semble pas avoir eu d'influence directe sur l'apparition de ce mode.

4.4.2.2 Rapport c_G/c_{PL}

Tel que présenté dans la Revue de la Littérature, une faible rigidité du gousset peut donner lieu à des modes d'instabilité au niveau des assemblages (Gélinas, 2013) (Davaran et al., 2014). En examinant le rapport c_G/c_{PL} , il est possible de vérifier s'il y a une corrélation entre le mode de rupture et la rigidité du gousset. Les Figures 4-19 et 4-20 illustrent pour les diagonales ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$ et positif $\Delta_o(+)$, respectivement, la relation entre les modes de rupture et le rapport c_G/c_{PL} .

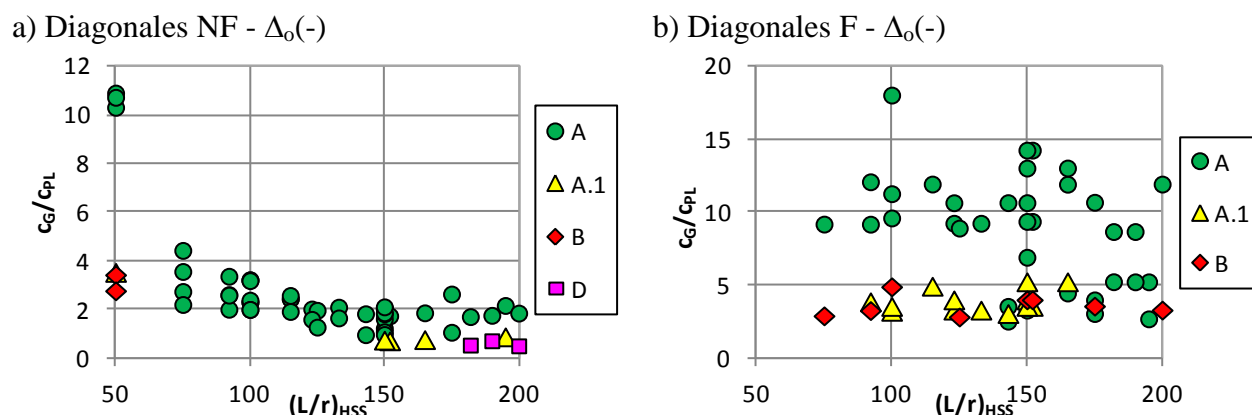


Figure 4-19: Rapport des rigidités rotationnelles élastiques du gousset et de la plaque de transfert c_G/c_{PL} en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

Sur la Figure 4-19a, on remarque que le mode de rupture B se produit pour les ensembles D-A ayant un rapport c_G/c_{PL} nettement plus faible que celui des ensembles qui ont un mode de rupture A. Dans cette même figure, les rapports c_G/c_{PL} des ensembles D-A ayant subi les modes de rupture A.1 et D sont inférieurs à 1,0, suggérant que ces modes de rupture sont causés par un gousset plus flexible.

Pour les diagonales avec fusible F (Figure 4-19b), on remarque que les modes de rupture A.1 et B se produisent dans les ensembles D-A ayant les rapports c_G/c_{PL} les plus faibles. Ces rapports sont tous inférieurs à 5,0.

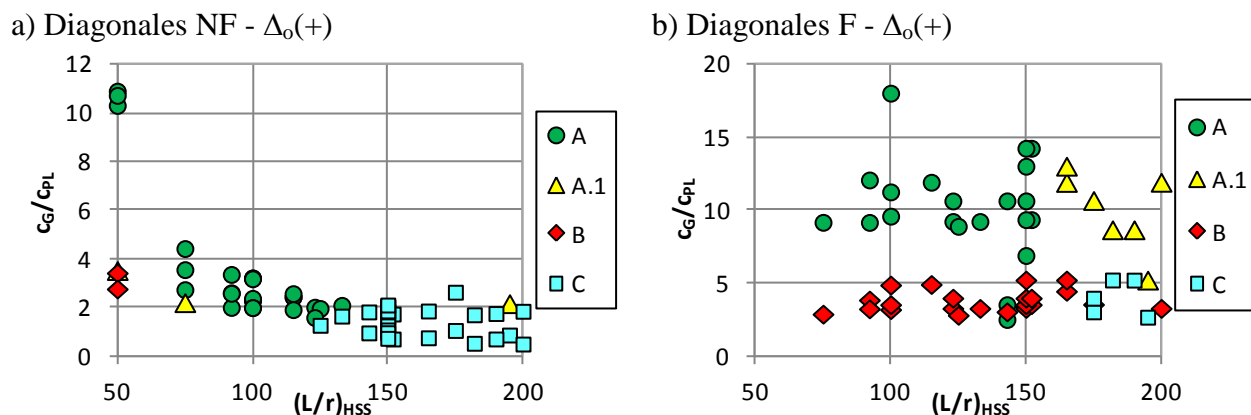


Figure 4-20: Rapport des rigidités rotationnelles élastiques du gousset et de la plaque de transfert c_G/c_{PL} en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

Sur la Figure 4-20, on observe des tendances similaires pour les diagonales ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$. Pour les diagonales NF (Figure 4-20a), on remarque que les ensembles D-A ayant subi les modes de rupture A.1 et B ont des rapports c_G/c_{PL} plus faibles que ceux associés aux modes de rupture A. Il est aussi possible de remarquer que les rapports c_G/c_{PL} des modes de rupture C sont généralement inférieurs à 2,0 et légèrement inférieurs à la moyenne des rapports c_G/c_{PL} des ensembles D-A ayant subi le mode de rupture A. Les rapports c_G/c_{PL} des diagonales avec fusible F (Figure 4-20 b) ayant subi le mode de rupture B et le mode de rupture C sont tous inférieurs à 5,0. Ces rapports c_G/c_{PL} sont tous inférieurs à ceux des ensembles D-A ayant subi le mode de rupture A. Pour les modes de rupture A.1, le ratio c_G/c_{PL} est supérieur à 5,0, et donc supérieur à ceux des modes de rupture B et C.

Sur la Figure 4-20, on remarque que pour des élancements élevés, seuls des modes de rupture inadéquats de type A.1 et C se produisent. De ce fait, davantage de modèles numériques avec d'autres ratios c_G/c_{PL} devraient être étudiés pour obtenir un échantillon complet d'ensembles D-A ayant subi un mode de rupture A pour la plage d'élancements $(L/r)_{HSS}$ étudiés.

4.4.2.3 Résistance du gousset

En modifiant les dimensions des goussets, ce n'est pas seulement leur rigidité c_G qui est modifiée, mais aussi leur résistance en flexion $M_{y-G-axial}$. Il est aussi possible que cette résistance influence le comportement de l'ensemble D-A. Pour vérifier l'influence possible de $M_{y-G-axial}$ sur les modes

de rupture, on a comparé $M_{y-G-axial}$ au moment plastique de la plaque de transfert $M_{p-PL-axial}$ et au moment d'excentricité M_{exc} . Ces deux moments correspondent à ceux utilisés pour la conception des goussets dans les méthodes M1 et M2 décrites à la section 4.3.2 et l'Annexe B.

Dans cette section, la résistance en flexion du gousset $M_{y-G-axial}$ est la résistance en flexion du gousset telle que réduite par la charge axiale P :

$$M_{y-G-axial} = \left(1 - \frac{P}{A_G F_y}\right) S_G F_y \quad [4-2]$$

où P est la charge axiale maximale atteinte dans l'analyse et A_G et S_G sont l'aire et le module de section du gousset. La résistance en flexion du gousset est déterminée avec le module de section S_G , car un comportement élastique du gousset est recherché.

4.4.2.3.1 Rapport $M_{y-G-axial} / M_{p-PL-axial}$

L'influence du rapport entre le moment $M_{y-G-axial}$ et le moment $M_{p-PL-axial}$ sur le mode de rupture est illustré dans la Figure 4-21 et la Figure 4-22 pour les deux directions du défaut de rectitude. Le moment plastique ultime des plaques de transfert $M_{p-PL-ult}$ est celui utilisé pour la conception des goussets selon la méthode M1. Comme le moment $M_{p-PL-axial}$ représente le moment réel développé dans les modèles numériques, c'est avec ce moment que la résistance du gousset est comparée.

$$M_{p-PL-axial} = \left(1 - \frac{P}{A_{PL} F_y}\right) Z_{PL} F_y \quad [4-3]$$

où A_{PL} et Z_{PL} sont l'aire et le module de section plastique de la plaque de transfert.

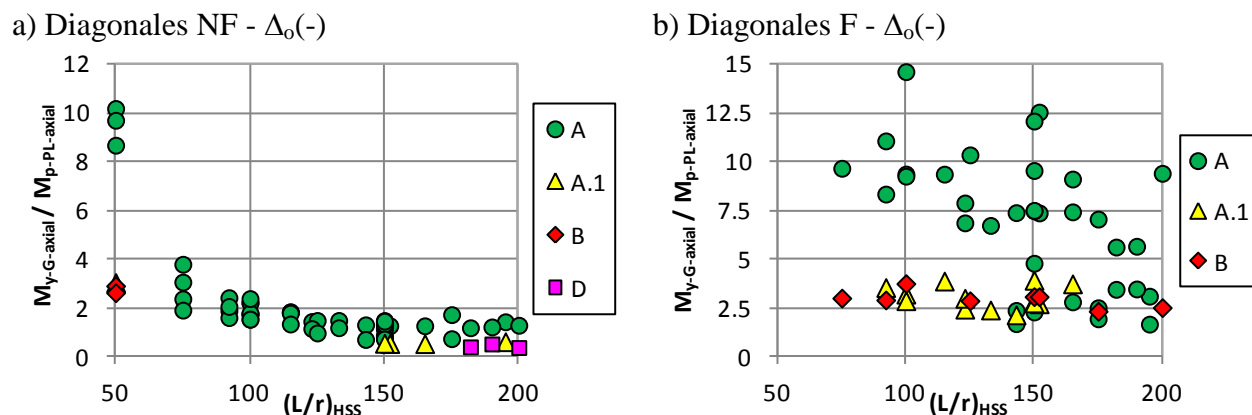


Figure 4-21: Rapport $M_{y-G-axial}/M_{p-PL-axial}$ en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les diagonales ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales sans fusible NF ; b) Diagonales avec fusible F

Pour les diagonales sans fusible NF de la Figure 4-21a, on note que $M_{y-G-axial}$ est inférieur à $M_{p-PL-axial}$ pour les ensembles D-A ayant subi les modes de rupture A.1 et D. De plus, le rapport $M_{y-G-axial}/M_{p-PL-axial}$ des modèles ayant subi le mode de rupture A varie avec l'élancement $(L/r)_{HSS}$: des rapports $M_{y-G-axial}/M_{p-PL-axial}$ plus grands sont requis pour les diagonales plus trapues .

Pour les diagonales avec fusible F de la Figure 4-21b, le rapport $M_{y-G-axial}/M_{p-PL-axial}$ moyen est égal à 3,0 pour les ensembles D-A ayant subi les modes de rupture A.1 et B. Ce rapport est supérieur pour les modèles numériques ayant subi le mode de rupture A. Les modèles numériques ayant subi un mode de rupture A ont un rapport $M_{y-G-axial}/M_{p-PL-axial}$ qui se situe entre 2,0 et 15.

La Figure 4-22 présente les rapports $M_{y-G-axial}/M_{p-PL-axial}$ des diagonales ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$. À la Figure 4-22 a), les rapports $M_{y-G-axial}/M_{p-PL-axial}$ sont supérieurs à 1,0 pour toutes les diagonales NF ayant subi une rupture de type A. Pour les diagonales ayant un élancement $(L/r)_{HSS}$ supérieur à 125, aucun ensemble D-A n'a subi un mode de rupture adéquat. Pour les diagonales avec fusible F (Figure 4-22b) ayant subi un mode de rupture A, les rapports $M_{y-G-axial}/M_{p-PL-axial}$ se situent entre 2,0 et 18. Ces rapports sont plus grands que pour les diagonales sans fusible NF. Pour les diagonales ayant un élancement $(L/r)_{HSS}$ supérieur à 150, aucun ensemble D-A n'a présenté un mode de rupture de type A.

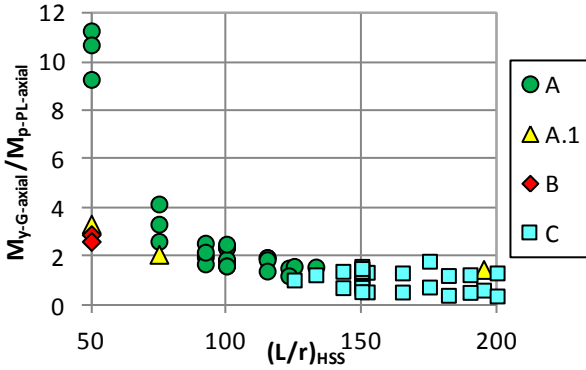
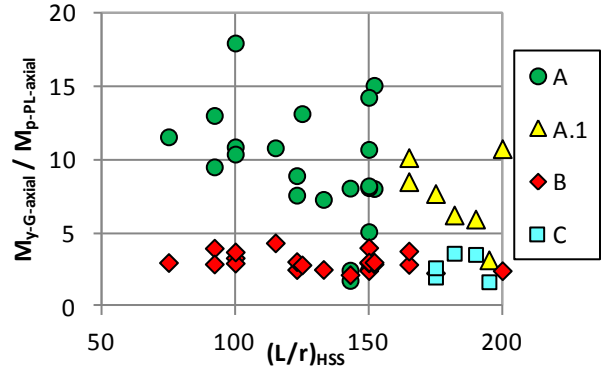
a) Diagonales NF - $\Delta_o(+)$ b) Diagonales F - $\Delta_o(+)$ 

Figure 4-22: Rapport $M_{y-G-axial}/M_{p-PL-axial}$ en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les diagonales ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$: a) Diagonales sans fusible NF ; b) Diagonales avec fusible F

4.4.2.3.2 Rapport $M_{y-G-axial} / M_{exc}$

Dans cette section, on analyse les modes de rupture en fonction du rapport $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ où M_{exc} est le moment d'excentricité introduit dans l'ensemble D-A en négligeant les effets de second ordre :

$$M_{exc} = P \cdot e_{PL} \quad [4-4]$$

où P est la charge axiale maximale atteinte par le modèle. Ce même moment M_{exc} , calculé avec la capacité en compression de la diagonale C_u , est celui qui a été utilisé pour la conception en compression des goussets selon la méthode M2. Les Figures 4-23 et 4-24 présentent les rapports $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ pour les ensembles D-A ayant des défauts de rectitude négatifs $\Delta_o(-)$ et positifs $\Delta_o(+)$ respectivement.

Sur la Figure 4-23, $M_{y-G-axial}$ est toujours supérieur à M_{exc} pour obtenir un mode de rupture de type A. Pour les ensembles D-A sans fusible NF ayant subi une rupture de type A, le rapport $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ varie entre 0,8 et 3,0. Pour les ensembles D-A avec fusible F, le rapport $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ varie entre 0,75 et 1,75. De plus, les rapports $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ des modèles numériques ayant subi les modes de rupture A.1, B et D, sont toujours nettement inférieurs à ceux des modèles ayant subi une rupture de type A.

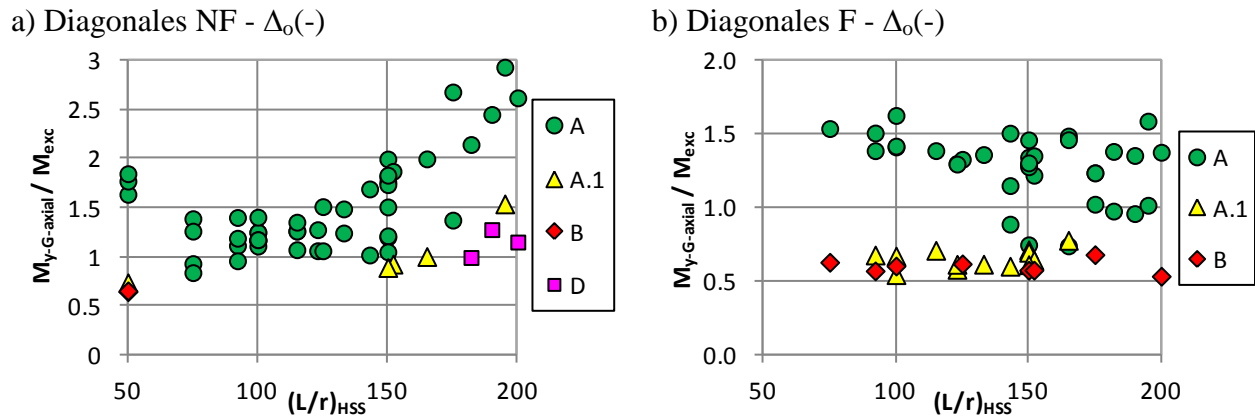


Figure 4-23: Rapport $M_{y-G-axial} / M_{exc}$ en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

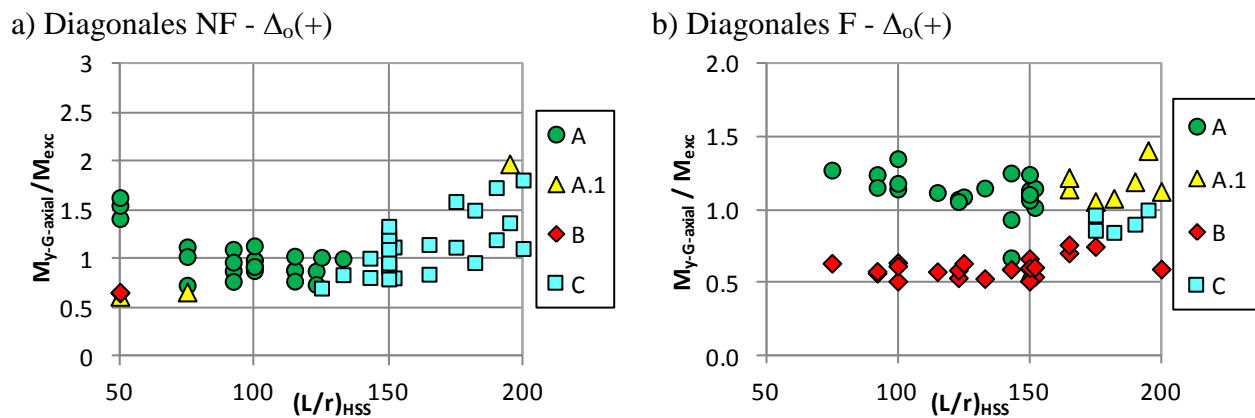


Figure 4-24: Rapport $M_{y-G-axial} / M_{exc}$ en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

Pour les ensembles D-A avec un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$ de la Figure 4-24, les rapports $M_{y-G-axial} / M_{exc}$ sont généralement supérieurs à 0,75 pour les modèles ayant subi un mode de rupture A. De plus, pour les diagonales avec fusible F (Figure 4-24b), les ensembles D-A ayant subi un mode de rupture B ont un rapport moyen $M_{y-G-axial} / M_{exc}$ inférieur de 0,5.

En observant les Figures 4-23 et 4-24, la résistance $M_{y-G-axial}$ doit généralement être supérieure à M_{exc} pour assurer un mode de rupture adéquat de la diagonale. Aucun modèle numérique ayant des défauts de rectitude positifs $\Delta_o(+)$ et ayant un élancement $(L/r)_{HSS}$ supérieur à 125 n'a démontré un comportement adéquat. Pour ces cas, des analyses numériques supplémentaires

seraient requises pour permettre l'évaluation du rapport $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ requis pour assurer un mode de rupture adéquat (mode de rupture A).

4.4.2.4 Plastification des plaques de transfert

Tel que présenté précédemment, certains modes de rupture impliquent la plastification des plaques de transfert. Pour mettre en évidence les modèles où la plastification complète des plaques de transfert a eu lieu, on a évalué l'équation de superposition des contraintes pour la plaque de transfert :

$$\frac{P}{A_{PL}F_y} + \frac{M_{PL}}{Z_{PL}F_y} \leq 1,0 \quad [4-5]$$

Les résultats de cette équation sont présentés dans la Figure 4-25 et la Figure 4-26 pour chacun des modèles où la diagonale a un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$ et positif $\Delta_o(+)$, respectivement. Seuls les résultats des modèles où la diagonale a été modélisée avec une limite élastique probable R_yF_y de 460 MPa sont présentés.

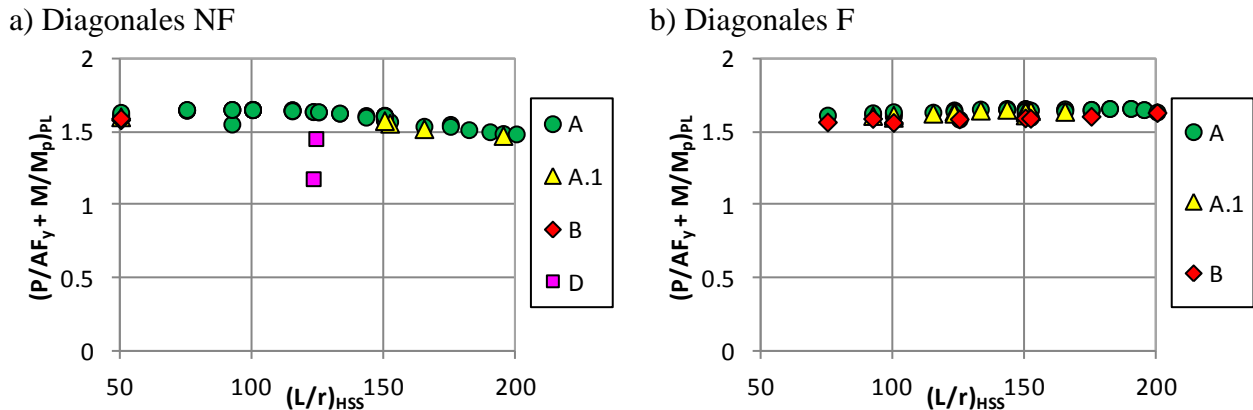


Figure 4-25: Résultats de l'équation de superposition des contraintes appliquée pour les plaques de transfert lors de l'atteinte de la charge axiale maximale pour les diagonales ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$; a) Diagonales NF ; b) Diagonale F

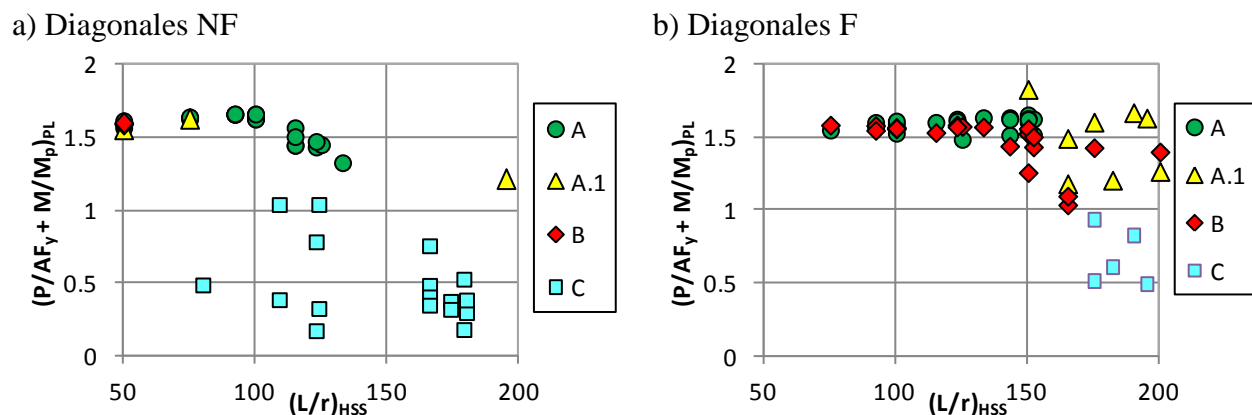


Figure 4-26 : Résultats de l'équation de superposition des contraintes appliquée pour les plaques de transfert lors de l'atteinte de la charge axiale maximale pour les diagonales ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_0(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

Sur la Figure 4-25, la plastification s'est produite pour l'ensemble des plaques de transfert des modèles ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_0(-)$ lors de l'atteinte de la charge axiale maximale. Sur la Figure 4-26, le mode de rupture C implique une plastification légère ou aucune plastification des plaques de transfert, cela autant pour les diagonales avec ou sans fusible. Ces résultats confirment que les modes de rupture A, A.1, B et D impliquent généralement l'apparition d'une plastification importante de la plaque de transfert lors de l'atteinte de la charge axiale maximale.

Le fait que les plaques de transfert plastifient lorsque la charge axiale atteint valeur maximale indique qu'il faut considérer la diminution de la rigidité des ressorts du modèle analytique ($c_{PL} - e_{PL}$) du Chapitre 3 pour obtenir une valeur plus précise de la résistance en compression des diagonales. Dans le cadre de cet ouvrage, le terme rigidité rotationnelle effective c_{PL-eff} désignera la rigidité rotationnelle effective de la plaque de transfert qui prendra en compte la plastification partielle ou complète de la plaque de transfert. Ainsi, la progression de la plastification des plaques de transfert et leur rigidité rotationnelle effective doivent être bel et bien considérées dans le modèle analytique présenté à la section 3.3.5.

4.4.3 Validation des résultats

Au total, 16 ensembles D-A ont été reproduits par des modèles par éléments finis à l'aide du logiciel Abaqus pour valider les résultats obtenus des modèles par éléments finis créés avec le

logiciel OpenSees. Cette validation permet de confirmer l'exactitude des résultats obtenus des modèles par éléments finis OpenSees de l'étude paramétrique. Les détails de cette validation, tels que les propriétés des modèles numériques créés avec le logiciel Abaqus et les résultats des analyses, sont présentés à l'Annexe G.

Les objectifs spécifiques de cette validation étaient de:

- Valider les modes de rupture observés dans les modèles par éléments finis de l'étude paramétrique;
- Valider les efforts obtenus des modèles de l'étude paramétrique avec ceux obtenus par des modèles numériques plus raffinés; et
- Valider les résistances en compression des ensembles D-A de l'étude paramétrique avec celles des modèles par éléments finis plus raffinés. .

La Figure 4-27 présente la géométrie et le maillage typique des modèles numériques réalisés avec le logiciel Abaqus.

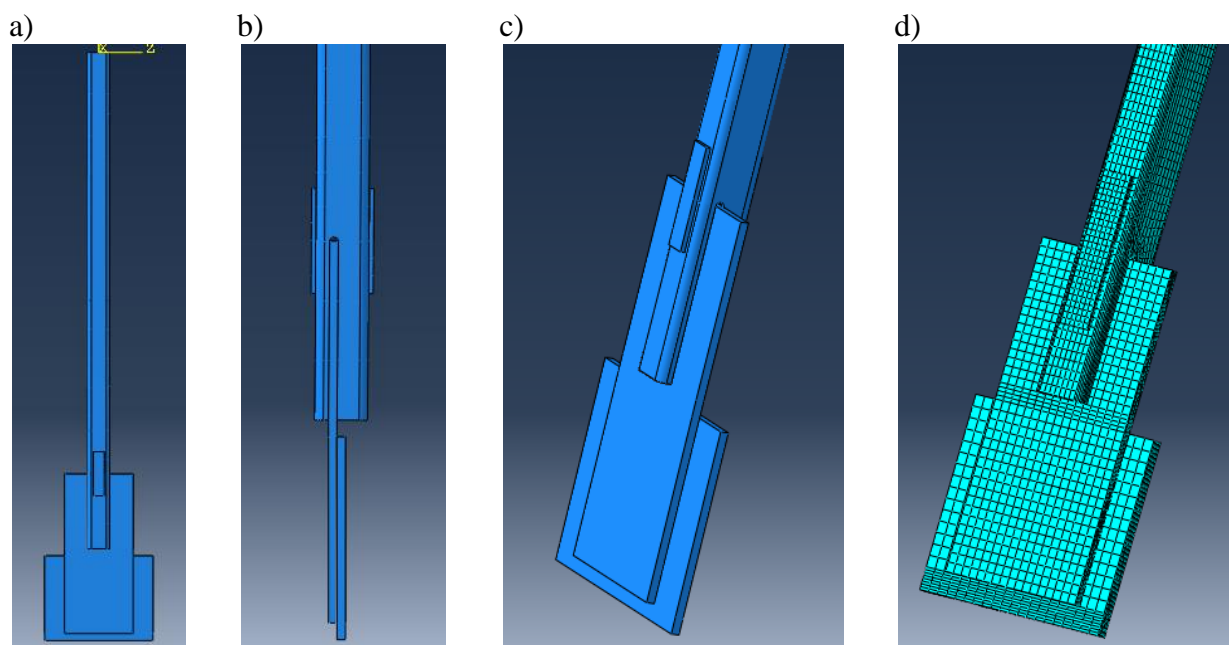


Figure 4-27: Modèles numériques analysés avec le logiciel Abaqus : a-c) Géométrie typique des modèles ; d) Maillage typique des modèles.

Pour les 16 cas étudiés, les validations ont permis de vérifier les points suivants :

- Les modes de rupture obtenus avec les logiciels OpenSees et Abaqus sont tous les mêmes.

- Lors de l'atteinte de la charge axiale maximale des ensembles D-A, les déformations axiales ϵ , les déformées hors-plan à la mi-longueur du profilé tubulaire HSS, $\Delta_{\text{hors-plan}}$, les efforts de flexion dans les goussets M_G , les moments dans les plaques de transfert, M_{PL} , et les moments dans les profilés tubulaires tels qu'obtenus des deux modèles sont très semblables pour tous les cas.
- Les résistances en compression obtenues des ensembles D-A modélisés avec le logiciel OpenSees varient entre 0,2% et 12% des résistances obtenues avec les modèles Abaqus des mêmes ensembles D-A.

De plus, grâce à cette validation des résultats, il est possible d'affirmer que les modèles de l'étude paramétrique analysés avec le logiciel OpenSees représentent adéquatement le comportement global de l'ensemble D-A.

4.4.4 Discussion supplémentaire

Cette discussion supplémentaire porte principalement sur les modes de rupture B et E, soient le mécanisme à 3 rotules plastiques dans les assemblages et le mode de rupture par instabilité dans la plaque de transfert. Pour ces deux modes de rupture, des méthodes de conception ont été proposées dans la littérature, comme présentées à la section 2.4.2.2.

Dans cette section, on analyse les caractéristiques des assemblages ayant subi ces deux modes de rupture en vérifiant leur conception avec les méthodes de conception définies dans la revue de la littérature. Cela permettra de vérifier l'adéquation et la pertinence de ces méthodes de conception pour la vérification des modes de rupture B et E.

4.4.4.1 Mode de rupture B : Mécanisme à 3 rotules

Lors de la conception des assemblages des modèles numériques de l'étude paramétrique, la résistance du mode d'instabilité à 3 rotules (mode de rupture B) n'a pas été vérifiée. Par conséquent, ce mode de rupture a été observé dans les analyses. Au total, trois méthodes de conception proposées dans la littérature permettent d'évaluer la résistance pour ce mode de rupture, soit celles proposées par Khoo et al. (2010), Packer et al. (2010) dans le guide de conception # 24 de l'AISC et Fang et al. (2015). Les détails de ces méthodes de conception ont été présentés au Chapitre 2.

La méthode proposée par Khoo et al. (2010) est applicable à un assemblage où l'épaisseur de la plaque de transfert et celle du gousset sont identiques. Pour appliquer cette méthode aux assemblages étudiés dans l'étude paramétrique, où les épaisseurs ne sont pas identiques, on a considéré des résistances en flexion différentes pour le gousset et la plaque de transfert dans le calcul de la charge P avec l'équation [2-27]. La méthode proposée par (Davaran et al., 2014) n'est pas vérifiée car elle a été développée pour les assemblages des diagonales discontinues de contreventements en X où l'ensemble des composantes de l'assemblage ont la même épaisseur et la même largeur.

4.4.4.1.1 Résultats et analyses

La Figure 4-28 présente la comparaison entre les charges axiales de compression maximales P atteintes dans les analyses et les résistances ultimes en compression, P_u , prédites par les trois méthodes de conception. La comparaison a été effectuée pour les diagonales ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$ et positif $\Delta_o(+)$. Pour permettre la comparaison P/P_u , les calculs ont tous été réalisés avec la limite élastique nominale de l'acier..

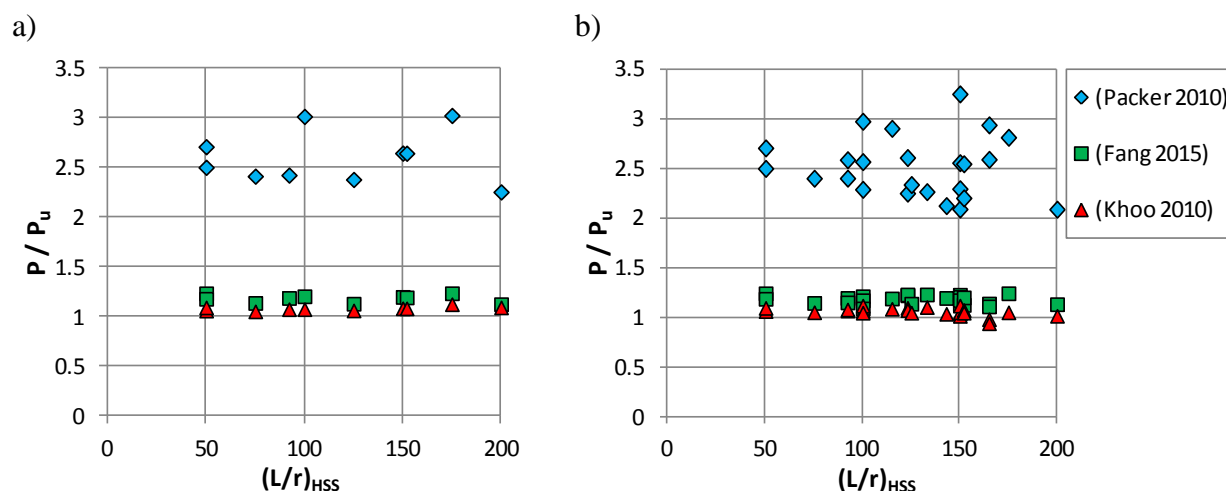


Figure 4-28 : Comparaison de la charge axiale maximale en compression P des modèles numériques ayant subi le mode de rupture B avec les résistances P_u proposées par (Khoo et al., 2010), (Packer et al., 2010) et (Fang et al., 2015) ; a) Défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$; b) Défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$

Sur la Figure 4-28, la méthode proposée dans le guide de conception # 24 de l'AISC (Packer et al., 2010) sous-évalue dans tous les cas la résistance de l'assemblage pour le mécanisme à 3

rotules (mode de rupture B). En moyenne, cette méthode donne une résistance de l'assemblage 2,5 fois plus faible qu'elle ne l'est réellement.

La méthode de conception proposée par Fang et al. (2015) prédit bien la résistance du mécanisme à 3 rotules des assemblages. Cette méthode conduit à des valeurs de résistance conservatrices, avec une moyenne des résistances P_u 20% supérieure à celle des modèles numériques.

La méthode de Khoo et al. (2010) permet d'établir avec le plus de précision la résistance au mécanisme à 3 rotules des assemblages. Tel qu'observé à la Figure 4-28, le rapport P/P_u moyen obtenu de cette méthode est de 1,05. Conséquemment, cette méthode semble la plus appropriée pour la vérification de la résistance au mode d'instabilité à 3 rotules des assemblages excentrés en cisaillement simple.

4.4.4.2 Mode de rupture E : Instabilité dans la plaque de transfert

Aucun modèle numérique de l'étude paramétrique n'a subi le mode de rupture E, soit le mode d'instabilité dans la plaque de transfert. Fang et al. (2015) ont proposé une méthode de conception des assemblages pour éviter ce mode de rupture, tel que décrit au Chapitre 2.

Dans la Figure 4-29, on compare les résistances P_u de la méthode de (Fang et al., 2015) aux charges axiales de compression P obtenues des modèles numériques de l'étude paramétrique. Les résultats sont présentés pour les diagonales NF et F ayant des défauts de rectitude négatifs $\Delta_o(-)$ et positifs $\Delta_o(+)$.

En observant cette figure, on remarque que les résistances en compression P_u sont effectivement plus élevées que les charges axiales en compression obtenues des analyses numériques ($P/P_u < 1,0$). Ainsi, il semble que la méthode de conception des plaques de transfert utilisée pour l'étude paramétrique (section 4.3.2) est adéquate pour éviter ce mode de rupture.

Aussi, on remarque que le rapport P/P_u est plus près de 1,0 pour les plaques de transfert des ensembles D-A ayant un fusible F. Cela est dû au fait que les dimensions des plaques de transfert conçues pour les diagonales F sont plus faibles en raison des charges de conception moins élevées.

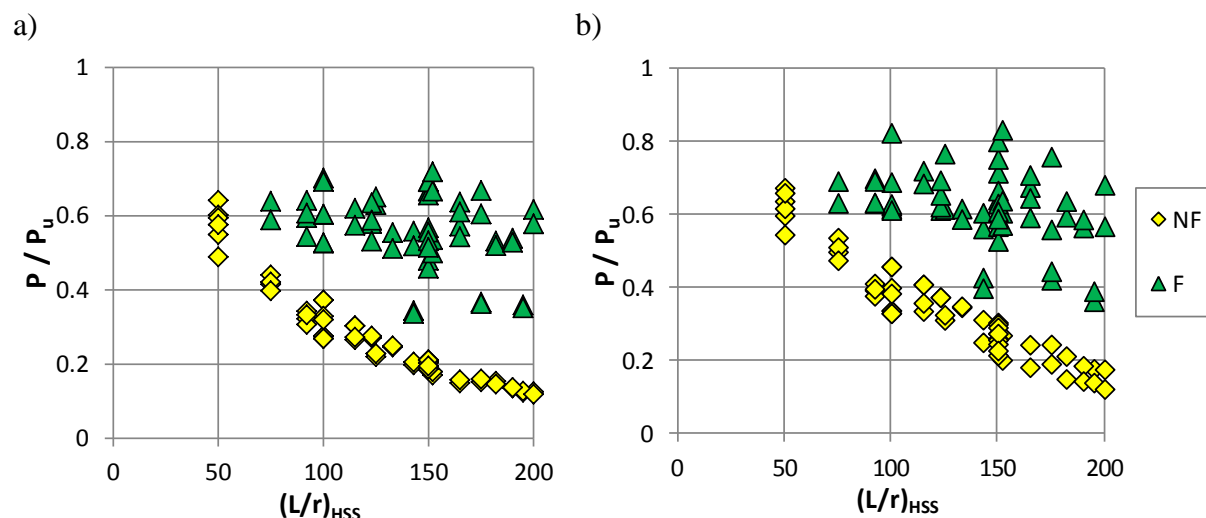


Figure 4-29: Comparaison de la charge axiale maximale en compression P des modèles numériques ayant subi le mode de rupture E avec les résistances P_u proposées par Fang et al. (2015) ; a) Défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$; b) Défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$

En conclusion, la méthode de conception utilisée pour dimensionner les plaques de transfert soumises à de la compression (section 4.3.2) semble empêcher l'apparition du mode de rupture E. En comparant les charges axiales P développées par les ensembles D-A avec les résistances P_u calculées avec la méthode de Fang et al. (2015), on a remarqué que les résistances P_u étaient toujours suffisantes, ce qui explique qu'aucune rupture de ce type ne s'est produite dans les simulations numériques de l'étude paramétrique.

4.5 Optimisation des goussets présentant des modes de rupture inadéquats

Le but de l'optimisation des goussets présentant des modes de ruptures inadéquats est d'obtenir davantage de renseignements sur le comportement des ensembles D-A atteignant le mode de rupture recherché, soit le mode de rupture A.

Les ensembles D-A de l'étude paramétrique précédente pour lesquels on a observé un mode de rupture A.1, B, C ou D possèdent des goussets inadéquats. Tel que mentionné à la section 4.4, les goussets de ces ensembles D-A ont présenté un comportement non-linéaire qui, dans certains cas, a entraîné une rupture localisée dans les assemblages. Pour chacun de ces ensembles D-A, les

caractéristiques des goussets ont été modifiées (optimisées) afin que la résistance de l'ensemble D-A soit gouvernée par le mode de rupture A.

La méthodologie et les résultats de cette optimisation des goussets sont présentés dans les sections suivantes. Les résultats de cette optimisation ont permis l'élaboration des critères de conception présentés aux Chapitre 5 et Chapitre 6.

4.5.1 Méthodologie

Selon les résultats de l'étude paramétrique de la section 4.4, le comportement non-linéaire du gousset causant les modes de ruptures A.1, B, C et D est dû à un manque de rigidité et de résistance du gousset. De ce fait, l'optimisation des goussets vise à déterminer les critères de rigidité et de résistance des goussets nécessaires pour l'obtention d'un comportement adéquat, soit un mode de rupture A.

Le gousset de chacun des ensembles D-A ayant présenté un mode de rupture inadéquat (A.1, B, C et D) a été optimisé. Au total, 102 cas ont été corrigés puis ré-analysés avec une diagonale ayant une limite élastique $R_y F_y$ de 460 MPa. Pour ce faire, le module d'élasticité E_G et la limite élastique F_{y-G} du gousset ont été modifiés sans changer de la géométrie des goussets. Le module d'élasticité E_G a été modifié pour refléter le changement de la rigidité rotationnelle du gousset c_G . La limite élastique du gousset F_{y-G} a été modifiée pour représenter le changement de la résistance en flexion M_{r-G} du gousset. L'optimisation de ces deux paramètres, E_G et F_{y-G} , a été effectuée à l'aide d'un script MATLAB. Le principe de ce script consiste à rechercher par un calcul itératif automatisé la combinaison du module d'élasticité et de la limite élastique $E_G - F_{y-G}$ optimale permettant d'assurer un mode de rupture A. Le script MATLAB modifie dans un premier temps la limite élastique F_{y-G} et le module élastique E_G des goussets pour ensuite exécuter l'analyse avec le modèle numérique OpenSees modifié.

Le critère d'arrêt du script est atteint lorsque : 1) la contrainte maximale dans le gousset (lors du flambement et du post-flambement de la diagonale) est inférieure à la limite élastique F_{y-G} définie par le script; et 2) lorsque que les incréments de F_{y-G} et E_G ont atteint une valeur minimale de 25 MPa. Cette valeur a été fixée en considérant le niveau de précision et le temps de calcul.

Les résultats de ces modèles numériques optimisés permettent d'identifier les propriétés des goussets, soit la rigidité c_G/c_{PL} et la résistance $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ nécessaires pour l'atteinte d'un

mode de rupture A pour les diagonales ayant une limite élastique $R_y F_y$ égale à 460 MPa. De plus, l'influence des assemblages excentrés en cisaillement simple sur la résistance probable en compression C_u a pu être analysée. Par la suite, les analyses avec les modèles numériques optimisés ont été reprises avec une diagonale ayant une limite élastique F_y de 345 MPa. Les résultats de ces modèles numériques permettent d'évaluer l'influence de la présence des assemblages excentrés en cisaillement simple sur la résistance en compression C_n des diagonales lorsque le mode de rupture est adéquat.

4.5.2 Résultats

Cette section présente les résultats obtenus de l'optimisation des goussets des ensembles D-A ayant subi un mode de rupture inadéquat. Dans un premier temps, la rigidité (c_G/c_{PL}) et la résistance ($M_{y-G-axial}/M_{exc}$) des goussets optimisés sont présentées. Par la suite, l'influence de la présence de l'assemblage boulonné en cisaillement simple sur la résistance nominale en compression C_n et la résistance probable en compression C_u des diagonales est présentée. Les résultats numériques détaillés de l'optimisation des goussets sont présentés à l'Annexe H.

4.5.2.1 Rigidité rotationnelle des goussets c_G/c_{PL}

Les résultats présentés aux Figures 4-30 et 4-31 combinent les résultats obtenus de l'étude paramétrique précédente et ceux de l'optimisation des goussets. Pour chacun des modèles numériques présentés, les modes de rupture avant et après l'optimisation sont identifiés. Le mode de rupture avant l'optimisation est présenté entre parenthèses dans la légende des figures. La Figure 4-30 présente les résultats pour les diagonales avec et sans fusible (F et NF) ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$ et la Figure 4-31 ceux des diagonales ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$.

En comparant les rapports c_G/c_{PL} des modèles numériques optimisés des Figures 4-30 et 4-31 avec ceux des Figures 4-19 et 4-20 de l'étude paramétrique précédente, il est possible de remarquer qu'il y a très peu de différences. En effet, pour atteindre un mode de rupture A, la rigidité des goussets ne semble pas avoir une influence significative lorsque la résistance des goussets est adéquate.

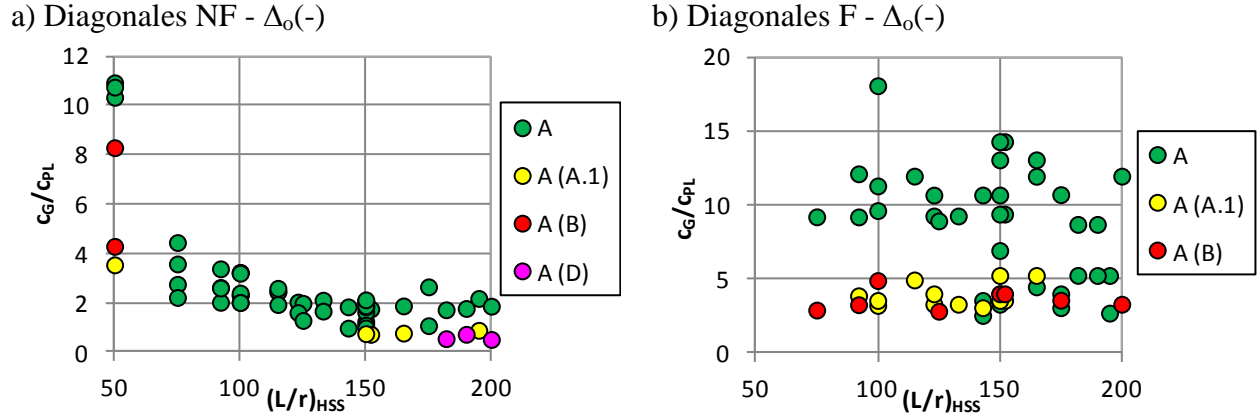


Figure 4-30: Rapport des rigidités rotationnelles élastiques du gousset et de la plaque de transfert c_G/c_{PL} en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

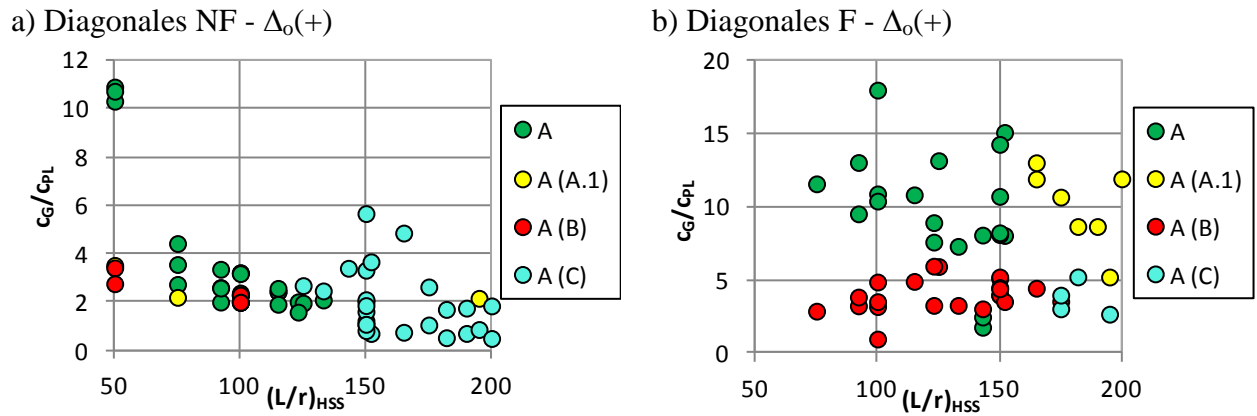


Figure 4-31: Rapport des rigidités rotationnelles élastiques du gousset et de la plaque de transfert c_G/c_{PL} en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

4.5.2.2 Résistance du gousset

Aux Figures 4-32 et 4-33, la résistance en flexion du gousset $M_{y-G-axial}$ de l'Équation [4-2] est comparée au moment d'excentricité M_{exc} de l'Équation [4-4] qui a été utilisé dans la conception originale. Ces figures présentent les résultats obtenus des modèles numériques d'optimisation pour les diagonales avec et sans fusible (F et NF) ayant des défauts de rectitude négatifs $\Delta_o(-)$ et positifs $\Delta_o(+)$.

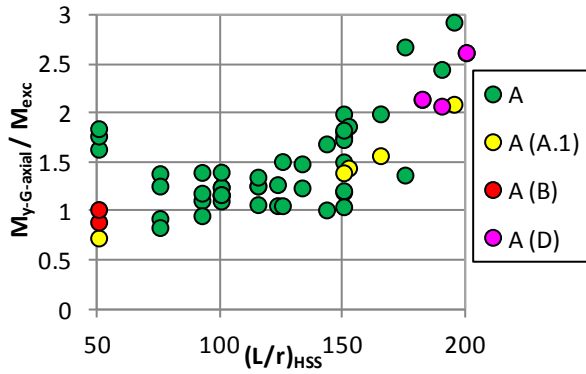
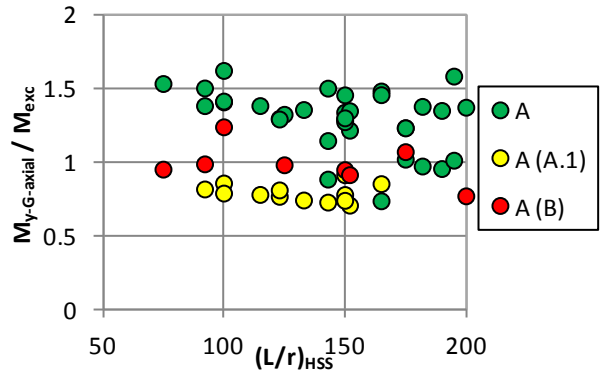
a) Diagonales NF - $\Delta_o(-)$ b) Diagonales F - $\Delta_o(-)$ 

Figure 4-32: Rapport $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

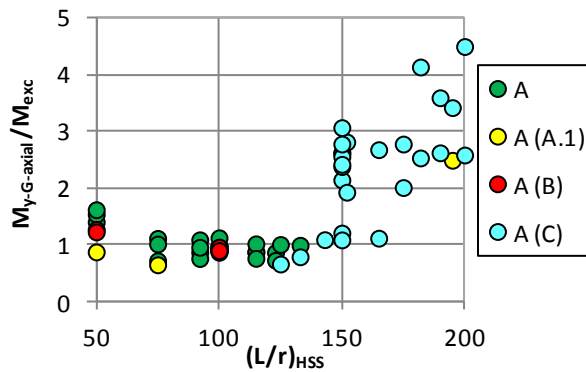
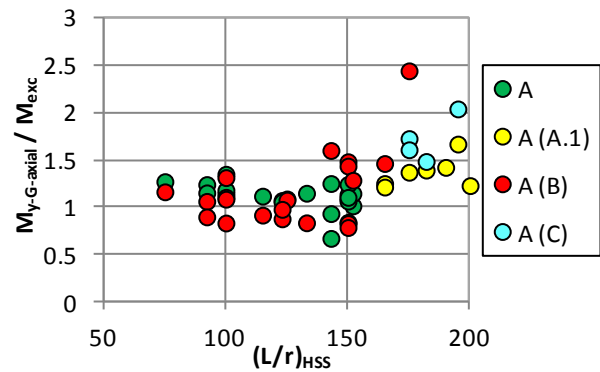
a) Diagonales NF - $\Delta_o(+)$ b) Diagonales F - $\Delta_o(+)$ 

Figure 4-33: Rapport $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les modèles ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

On remarque que les résistances $M_{y-G-axial}$ des goussets optimisés (Figures 4-32 et 4-33) sont toutes supérieures aux moments M_{exc} développés dans les modèles numériques de l'étude paramétrique précédente (Figures 4-23 et 4-24).

En observant les résultats des Figures 4-32 et 4-33, on remarque que le mode de rupture A est atteint lorsque le rapport $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ est supérieur à 0,9, en moyenne, pour des élancements $(L/r)_{HSS}$ inférieurs à 150. Lorsque les élancements $(L/r)_{HSS}$ sont supérieurs à 150, le rapport des résistances des goussets $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ doit être plus élevée pour assurer l'apparition d'un mode de rupture A. En général, les rapports des moments $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ des goussets des ensembles D-

A ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$ doivent être plus élevés que ceux des ensembles D-A ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$.

4.5.2.3 Résistance en compression des diagonales

Dans cette section, on présente les résistances en compression atteinte par l'ensemble des modèles numériques ayant présenté un mode de rupture adéquat. Les diagonales des ensembles D-A présentées dans cette sous-section ont été modélisées avec un matériau ayant une limite élastique F_y égale à 345 MPa. Les résistances en compression des ensembles D-A varient dépendamment de la présence ou non d'un fusible ductile et selon la direction du défaut de rectitude. Par la suite, on analyse l'influence de la rigidité rotationnelle élastique des plaques de transfert c_{PL} et le ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ sur la résistance en compression des diagonales.

La Figure 4-34 présente les charges axiales maximales atteintes $P/(A_{HSS} \cdot F_y)$ par les ensembles D-A avec et sans fusible (F et NF) modélisés avec un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$. Dans cette figure, les différents modes de rupture ayant été observés dans l'étude paramétrique précédente sont définis pour chacun des modèles. De plus, les rapports P/C_n des ensembles D-A ($\Delta_o(-)$) ayant subi le mode de rupture A sont présentés à la Figure 4-35, où P est la charge axiale maximale atteinte par les modèles numériques et C_n la résistance en compression nominale de l'équation [3-7].

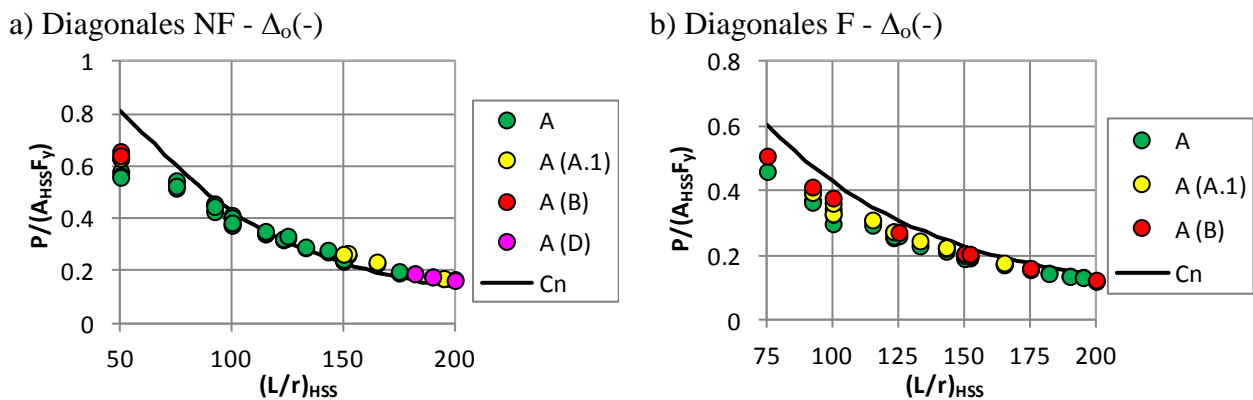


Figure 4-34: Charge axiale maximale P atteinte par les diagonales ($F_{y-HSS} = 345$ MPa) ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$; a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

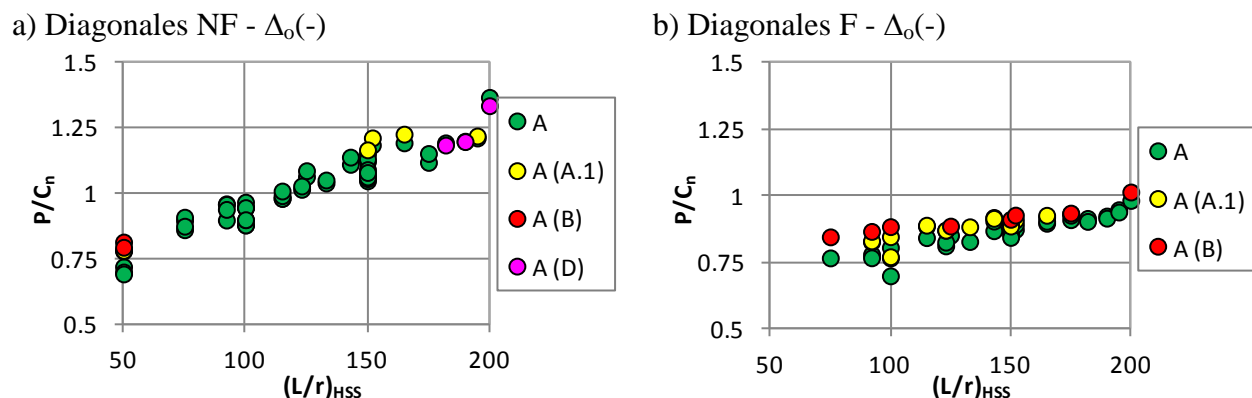


Figure 4-35 : Rapport P/C_n de la charge axiale maximale atteinte et de la résistance en compression nominale de la norme CSA S16 pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

En observant les résultats des ensembles D-A sans fusible NF des Figures 4-34 a) et 4-35 a), les résistances des modèles ayant un élancement $(L/r)_{HSS}$ inférieur à 125 sont plus faibles que celles prescrites par la norme CSA S16 et définies par la courbe C_n de l'équation [3-7]. C'est toutefois l'inverse pour les modèles ayant des élancements $(L/r)_{HSS}$ supérieurs à 125.

Les résultats présentés aux Figures 4-34 b) et 4-35 b) montrent que pour l'ensemble des diagonales avec fusible (F), la résistance en compression des modèles est inférieure à celle prescrite par la norme CSA S16.

En comparant les résistances des ensembles D-A sans fusible NF avec celles des ensembles avec fusible F, les résistances des ensembles D-A sans fusible NF sont toujours supérieures à celles des ensembles D-A avec fusible F. En général, la résistance en compression des diagonales sans fusible NF est supérieure à celle des diagonales avec fusible F, car la rigidité rotationnelle des plaques de transfert c_{PL} des diagonales NF est plus élevée que celle des diagonales F.

La Figure 4-36 présente les résistances en compression des modèles numériques avec et sans fusible F et NF ayant des défauts de rectitude positifs $\Delta_o(+)$. La Figure 4-37 présente les rapports P/C_n des diagonales ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$.

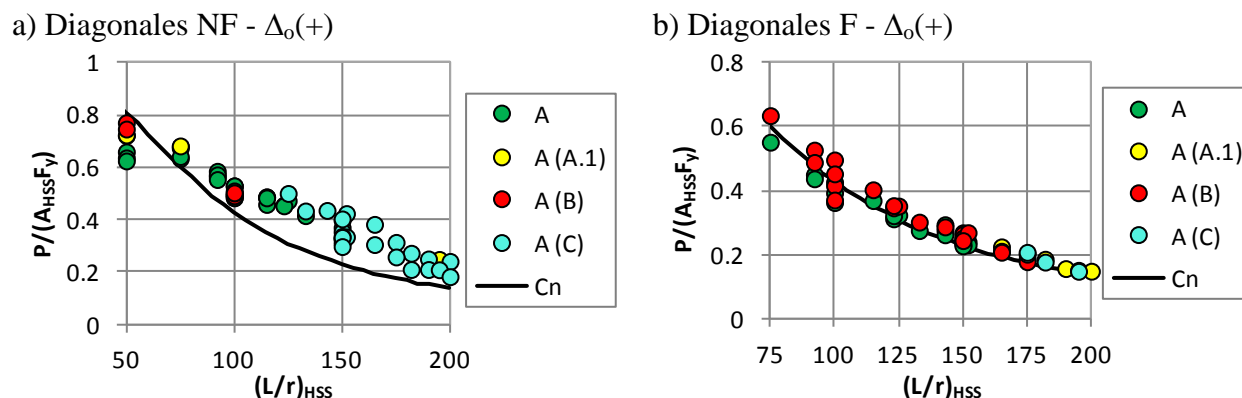


Figure 4-36: Charge axiale maximale P atteinte par les diagonales ($F_{y-HSS} = 345$ MPa) ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$; a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

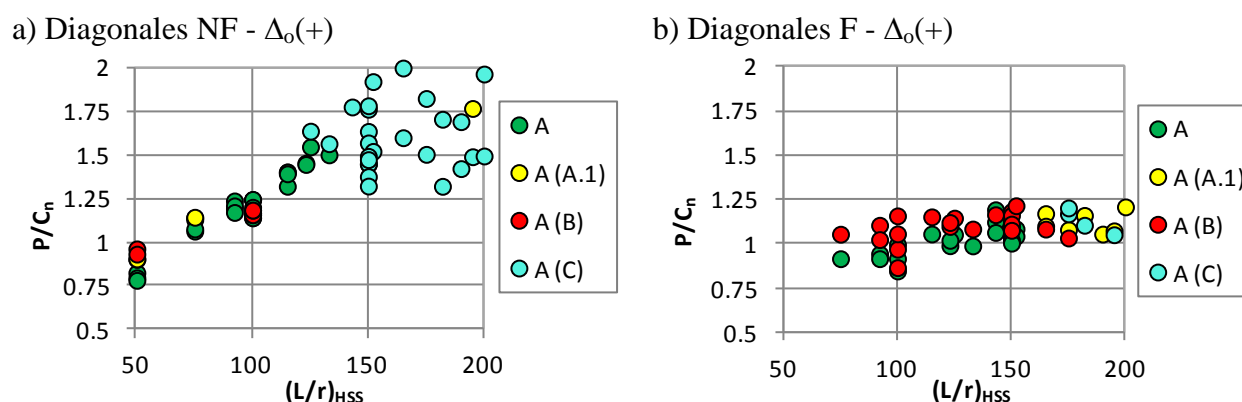


Figure 4-37: Rapport P/C_n de la charge axiale maximale atteinte et de la résistance en compression nominale de la norme CSA S16 pour les modèles ayant une déformée initiale positif $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

La résistance des modèles ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$ (Figures 4-36 et 4-37) est supérieure à celle des diagonales ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$ (Figures 4-34 et 4-35). Ainsi, la majorité des ensembles D-A ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$ atteignent généralement les résistances C_n prescrites par la norme CSA S16.

Tel qu'observé précédemment, l'assemblage boulonné en cisaillement simple influence la résistance en compression de la diagonale. Dans ce qui suit, on évalue l'influence de la rigidité rotationnelle de la plaque de transfert c_{PL} et de l'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ sur la résistance au flambement des diagonales HSS.

Les Figures 4-38 et 4-39 présentent les rapports P/C_n des charges P de flambement atteintes par les modèles numériques sur la résistance nominale en compression C_n . Ces rapports P/C_n sont présentés en fonction de l'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ et de la rigidité rotationnelle des plaques de transfert c_{PL} . Les rapports P/C_n des diagonales ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$ sont présentés à la Figure 4-38 et ceux des diagonales ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$ à la Figure 4-39.

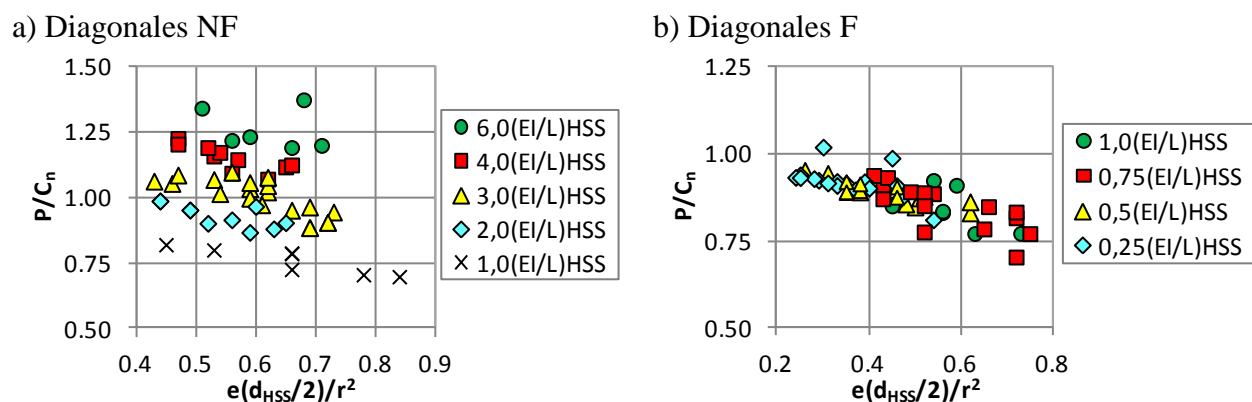


Figure 4-38: Rapport P/C_n en fonction des ratios d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ et des rigidités rotationnelles élastiques des plaques de transfert c_{PL} pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

En observant la Figure 4-38 pour les diagonales avec et sans fusible (F et NF) ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$, il est possible de remarquer que pour des assemblages ayant une même rigidité rotationnelle des plaques de transfert c_{PL} , la résistance au flambement des diagonales P/C_n tend à diminuer lorsque le ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ augmente. Pour les diagonales sans fusible (NF), la Figure 4-38a montre que pour un même ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$, la résistance au flambement P/C_n augmente lorsque la rigidité rotationnelle des plaques c_{PL} augmente.

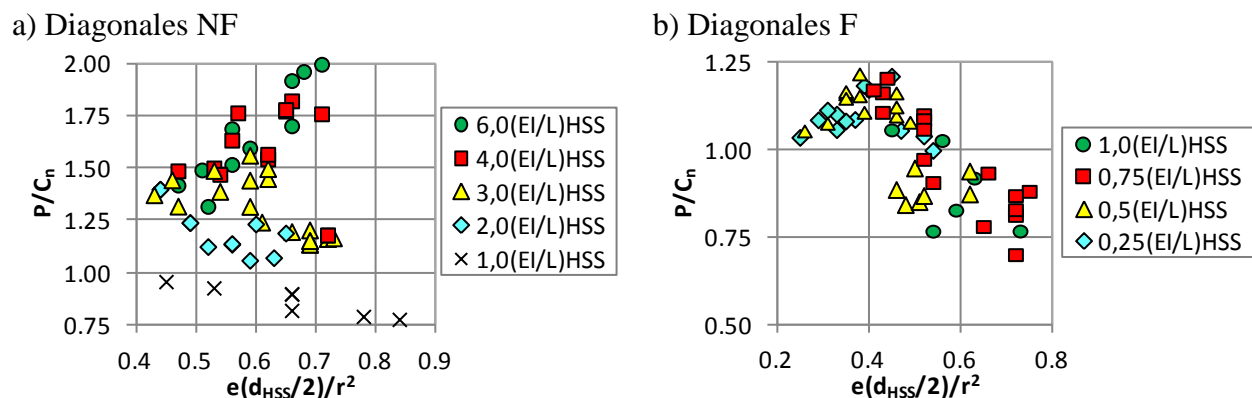


Figure 4-39: Rapport P/C_n en fonction des ratios d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ et des rigidités rotationnelles élastiques des plaques de transfert c_{PL} pour les modèles ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

En présence d'un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$, la résistance en compression des diagonales tend à augmenter jusqu'à ce que le ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ atteigne une valeur d'environ 0,65 pour les diagonales sans fusible NF et de 0,4 pour celles avec fusible F. Cela démontre que la présence d'une excentricité peut améliorer la résistance en compression d'une diagonale ayant un défaut de rectitude positif. Lorsque le ratio d'excentricité de l'assemblage est augmenté au-dessus de ces valeurs, la résistance en compression des diagonales tend à diminuer. Ces observations sont valides pour des rigidités rotationnelles de plaque de transfert c_{PL} similaires.

La résistance en compression des diagonales est donc influencée par la présence de l'assemblage boulonné en cisaillement simple et l'orientation des défauts de rectitude des diagonales.

4.5.2.4 Résistance probable en compression des diagonales

On présente ici la résistance en compression des diagonales après l'optimisation des goussets. Les résultats sont présentés pour les modèles où la diagonale a une limite élastique $R_y F_y = 460$ MPa et pour les cas où un mode de rupture A a été observé. Cette résistance est comparée à la résistance probable en compression C_u définie par la norme CSA S16.

La Figure 4-40 présente la résistance en compression des modèles numériques ayant des défauts de rectitude négatif $\Delta_o(-)$. Pour les mêmes modèles, la Figure 4-41 présente le rapport P/C_u quantifiant la différence entre la résistance au flambement de la diagonale P et la résistance probable en compression C_u .

En observant les résistances $P/(A_{HSS}R_yF_y)$ et les rapports P/C_u obtenus des diagonales sans fusible NF, les résistances des modèles numériques sont inférieures aux résistances probables C_u définies par la norme CSA S16. La différence entre les résistances $P/(A_{HSS}R_yF_y)$ et C_u diminue lorsque l'élancement $(L/r)_{HSS}$ augmente.

Les résistances obtenues des ensembles D-A avec fusible F ont un écart plus important avec la résistance probable C_u de la norme CSA S16. Les résistances $P/(A_{HSS}R_yF_y)$ sont aussi généralement inférieures à C_u et le rapport P/C_u des modèles numériques ayant subi le mode de rupture A varie entre 0,59 et 0,80.

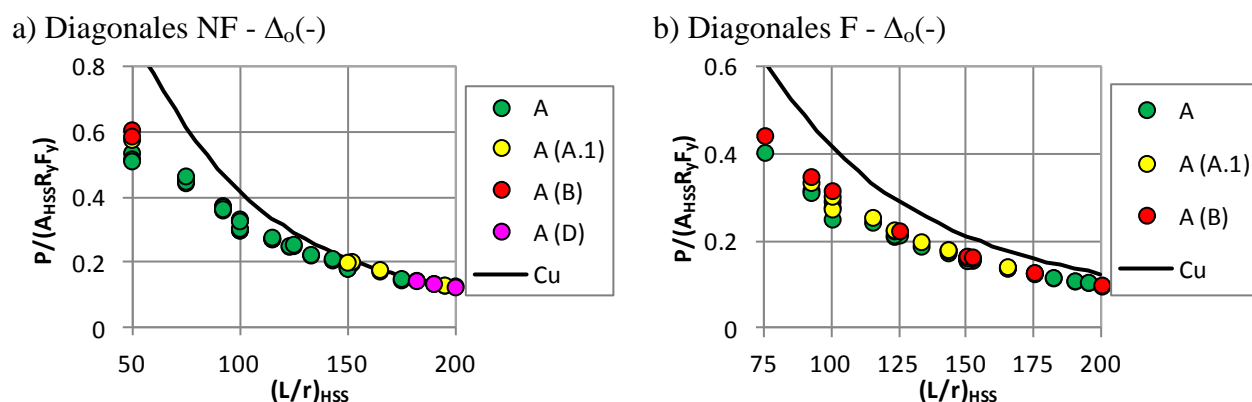


Figure 4-40: Charge axiale maximale P atteinte par les diagonales ($R_yF_{y-HSS} = 460$ MPa) ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$; a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

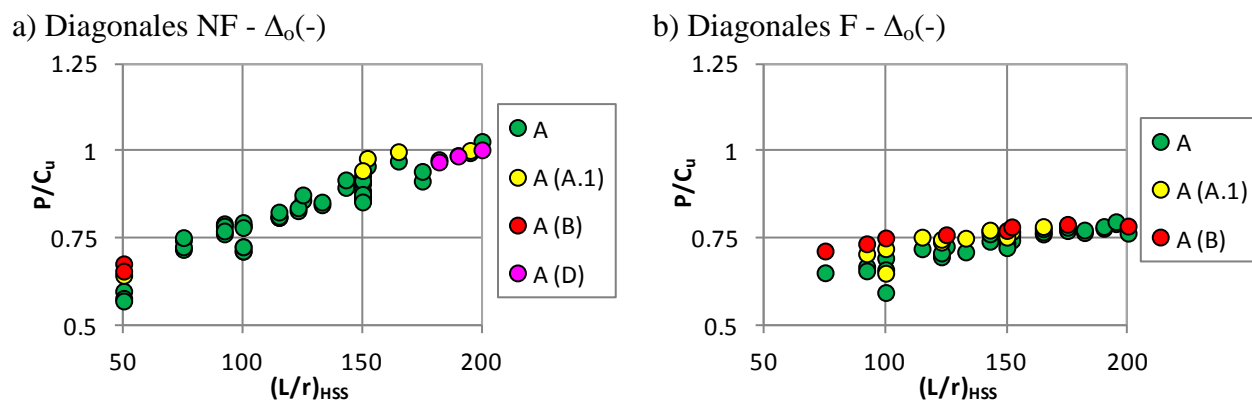


Figure 4-41: Rapport P/C_n de la charge axiale maximale atteinte et de la résistance en compression nominale de la norme CSA S16 pour les modèles ayant une déformée initiale négative $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

La Figure 4-42 présente les résistances $P/(A_{HSS}R_yF_y)$ des diagonales ayant une limite élastique probable R_yF_y de 460 MPa et un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$. Pour chacun de ces modèles numériques ayant subi un flambement de la diagonale (mode de rupture A), le rapport P/C_u est illustré à la Figure 4-42.

Sur les Figures 4-42a et 4-43a, il est possible d'observer qu'à partir d'un élancement $(L/r)_{HSS}$ supérieur à 100, les résistances des modèles sans fusible NF $\Delta_o(+)$ sont supérieures aux résistances probables C_u définies par la norme CSA S16, ce qui représente une problématique pour la conception par capacité. L'assemblage boulonné en cisaillement simple augmente la résistance en compression des diagonales ayant des défauts de rectitude positif. Cette augmentation de résistance doit être considérée lors de la conception par capacité des éléments du SRFL afin d'éviter une rupture dans ces éléments.

Contrairement aux diagonales sans fusible (NF), l'ensemble des résistances des modèles avec fusible (F) présentées aux Figures 4-42b et 4-43b sont inférieures à celles définies par C_u .

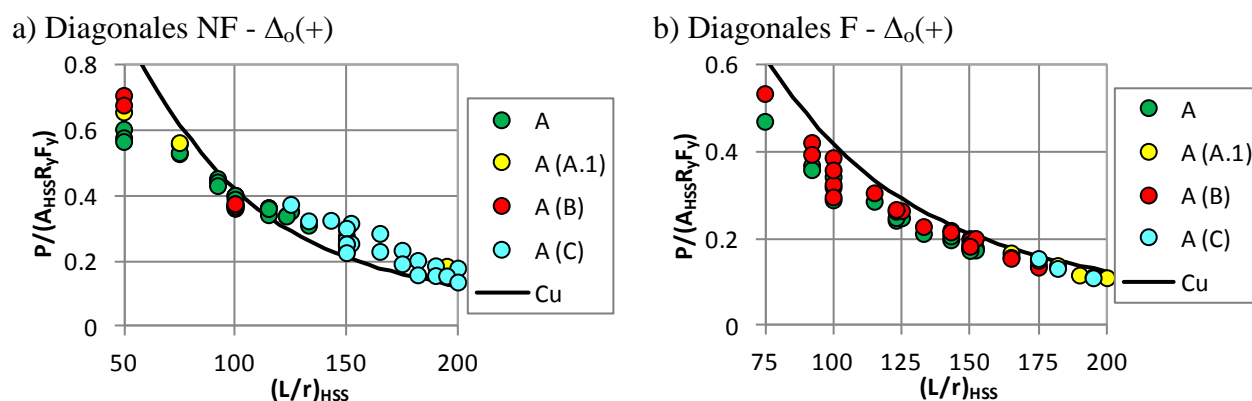


Figure 4-42: Charge axiale maximale P atteinte par les diagonales ($R_yF_{y-HSS} = 460$ MPa) ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$; a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

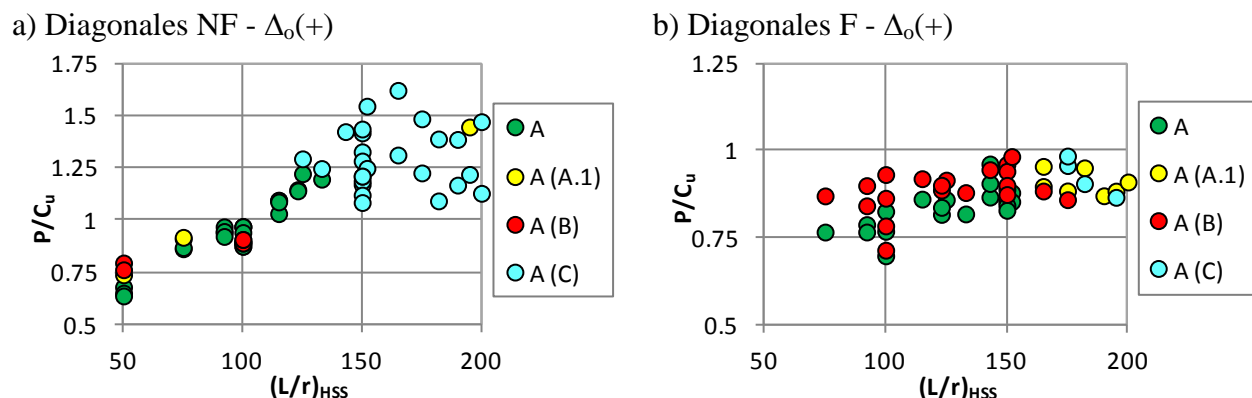


Figure 4-43: Rapport P/C_n de la charge axiale maximale atteinte et de la résistance en compression nominale de la norme CSA S16 pour les modèles ayant une déformée initiale positive $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

4.6 Conclusions

Dans un premier temps, l'étude paramétrique a permis d'observer le comportement en compression des ensembles D-A avec et sans fusible tels que conçus selon différentes méthodes de conception utilisées dans la pratique. Les résultats des analyses ont démontré que les caractéristiques des assemblages excentrés en cisaillement simple peuvent influencer le mode de rupture des ensembles D-A. Effectivement, certains des assemblages conçus selon les méthodes proposées dans ce chapitre ont présenté des modes de rupture inadéquats impliquant une perte de résistance en compression prématurée.

Le mode de rupture dépend des paramètres suivants :

- Le ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$;
- la rigidité en rotation des plaques de transfert c_{PL} et des goussets c_G ;
- la résistance des goussets $M_{y-G-axial}$;
- l'orientation du défaut de rectitude de la diagonale Δ_o ; et
- l'élancement de la diagonale $(L/r)_{HSS}$.

Par la suite, les ensembles D-A dont les goussets ont subi une plastification complète ou partielle ont fait l'objet d'une optimisation. À l'aide d'un script MATLAB, la rigidité rotationnelle et la

résistance des goussets ont été optimisées pour permettre l'apparition du mode de rupture A. Pour chacun des ensembles D-A défailants, la rigidité des goussets a été modifiée en augmentant la limite élastique F_{y-G} et la résistance des goussets a été modifiée en augmentant le module élastique E_G . Ces caractéristiques optimisées des goussets ont permis l'élaboration de critères simples pour la conception des goussets d'assemblage qui sont définis au Chapitre 6.

Les résultats obtenus de l'optimisation ont démontré que la présence des assemblages excentrés en cisaillement simple influence la résistance en compression des diagonales. La résistance des diagonales est influencée par les paramètres suivants : la rigidité rotationnelle des plaques de transfert c_{PL} et des goussets c_G , l'orientation du défaut de rectitude Δ_o , l'amplitude du ratio $e(d_{HSS}/2)/r^2$ et l'élancement des diagonales $(L/r)_{HSS}$. Dans certains cas, la résistance obtenue des diagonales impliquent que les valeurs des résistances C_r et C_u définies par la norme CSA S16 ne sont plus conservatrices : la résistance C_r peut être plus faible que la valeur habituellement considérée en conception alors que la résistance C_u peut être plus élevée que la valeur prescrite dans la norme CSA S16. Les résultats de l'optimisation seront utilisés au Chapitre 5 pour l'élaboration de critères de conception.

CHAPITRE 5 ÉTUDE DE LA RÉSISTANCE EN COMPRESSION DES DIAGONALES

5.1 Introduction

Le but de ce chapitre est de proposer un modèle analytique pour prédire la résistance en compression de la diagonale ayant des assemblages excentrés en cisaillement simple. L'analyse de la stabilité de la diagonale du Chapitre 3 et les études paramétriques du Chapitre 4 ont montré que les propriétés des assemblages ainsi que les défauts de rectitude de l'ensemble D-A peuvent modifier les résistances C_r et C_u de la diagonale.

Dans un premier temps, les équations décrivant le comportement en compression du modèle analytique ($c_{PL-eff} - e_{PL}$) sont présentées. Ce modèle considère l'influence de plusieurs paramètres, dont :

- l'élancement du profilé tubulaire HSS $(L/r)_{HSS}$;
- la présence d'un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$;
- le ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$; et
- la progression de la plastification de la plaque de transfert pour l'évaluation de la rigidité effective en rotation c_{PL-eff} .

Ce modèle analytique est très semblable au modèle ($c_{PL} - e_{PL}$) décrit au Chapitre 3. Pour améliorer sa précision, l'influence de la progression de la plastification des plaques de transfert sur la rigidité des plaques de transfert c_{PL-eff} est considérée. À partir de ce modèle analytique ($c_{PL-eff} - e_{PL}$), on propose une équation pour déterminer la résistance en compression des diagonales avec des assemblages excentrés en cisaillement simple pour faciliter la conception. Cette équation considère les caractéristiques des assemblages excentrés en cisaillement, la présence d'un défaut de rectitude égal à $0,002 L_{HSS}$ et l'influence de la rigidité rotationnelle des goussets c_G sur la résistance de la diagonale.

Finalement, un facteur d'ajustement f est proposé pour considérer l'influence de l'assemblage boulonné en cisaillement simple sur la résistance probable en compression de la diagonale C_u . Dans les résultats des études paramétriques du Chapitre 4, une augmentation de la résistance en

compression C_u a été observée pour certains ensembles D-A. De ce fait, en ajustant la résistance probable C_u^* de la diagonale, la conception par capacité des assemblages et des éléments du SRFL permettra de prévenir leur rupture.

5.2 Modèle analytique incluant la plastification des plaques de transfert ($c_{PL-eff} - e_{PL}$)

Tel que démontré au Chapitre 3, l'influence de la rigidité de la plaque de transfert c_{PL} sur la résistance en compression des diagonales est importante. Par contre, seul le comportement des diagonales ayant des ressorts rotationnels élastiques a été étudié. Dans les conclusions du Chapitre 3, il est clair que la plastification des plaques de transfert doit être considérée dans l'établissement de la résistance en compression de la diagonale.

Dans cette section, la non-linéarité du matériau des plaques de transfert est introduite dans le modèle analytique ($c_{PL} - e_{PL}$) étudié précédemment au Chapitre 3. Pour ce faire, les équations définies par Moses (1964) présentées à la section 2.4.2 sont utilisées pour définir la distribution non-linéaire des contraintes des plaques de transfert soumises à des efforts combinés de compression et flexion. En incorporant ces équations dans le modèle analytique ($c_{PL} - e_{PL}$), l'influence de la progression de la plastification de la section de la plaque de transfert est considérée dans le comportement en compression de la diagonale. Le modèle analytique présenté dans cette section est désigné ($c_{PL-eff} - e_{PL}$), car il considère la rigidité rotationnelle effective des plaques de transfert c_{PL-eff} .

Dans un premier temps, les hypothèses et les équations décrivant le comportement du modèle analytique ($c_{PL-eff} - e_{PL}$) sont présentées. Les critères de vérification utilisés pour déterminer la résistance en compression de la diagonale sont énoncés. Deuxièmement, le modèle analytique ($c_{PL-eff} - e_{PL}$) est validé par des modèles numériques créés à l'aide du logiciel OpenSees. Ces modèles numériques confirment la précision du modèle analytique ($c_{PL-eff} - e_{PL}$) pour décrire le comportement en compression des diagonales ayant des assemblages excentrés en cisaillement simple.

5.2.1 Méthodologie

Le modèle analytique ($c_{PL-eff} - e_{PL}$) incluant l'effet de la plastification des plaques de transfert (Figure 5-1) est basé sur les mêmes hypothèses que le modèle ($c_{PL} - e_{PL}$) de la section 3.3.5.

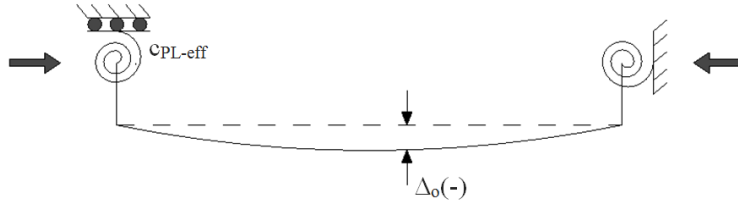


Figure 5-1: Modèle ($c_{PL-eff} - e_{PL}$)

La charge axiale est excentrée par rapport au centre de la section de la diagonale. Le modèle analytique considère la présence d'une déformée initiale sinusoïdale ayant une amplitude de $\Delta_o(-) = -0,002 L_{HSS}$. L'effort de flexion causé par le défaut de rectitude de la Figure 5-1 s'additionne au moment crée par l'excentricité. Cela crée un effort de flexion supplémentaire à la mi-longueur de la diagonale et réduit la résistance au flambement de la diagonale. La présence des goussets n'est pas considérée dans ce modèle analytique. Les résultats de l'étude paramétrique sur la rigidité des goussets de la section 3.4 permettront d'ajuster les résistances en compression obtenues par le modèle analytique proposé ($c_{PL-eff} - e_{PL}$). Avec les résultats de cette étude, un facteur γ est proposé à la section 5.3.3 pour considérer l'influence de la rigidité du gousset sur la résistance en compression de la diagonale.

La plastification progressive des plaques de transfert a été introduite dans le modèle analytique ($c_{PL} - e_{PL}$) en modifiant la rigidité c_{PL} de l'équation [3-22] par la rigidité effective sécante des ressorts $c_{PL-eff-sec}$ de l'équation [5-6]. Les équations [5-1] et [5-2] présente respectivement, la déformée $v_{(c_{PL-eff}-e_{PL})}$ et le moment de flexion dans les ressorts rotationnels M_c , du modèle analytique ($c_{PL-eff} - e_{PL}$). L'effort de flexion dans la diagonale est présenté à l'équation [5-3].

$$v_{(c_{PL-eff}-e_{PL})} = \left[\frac{M_c}{k c_{PL-eff-sec}} - \frac{\left(\frac{\Delta_o}{k}\right) \left(\frac{\pi}{L}\right)}{(\pi^2/k^2 L^2) - 1} \right] \sin(kx) + \left(e - \frac{M_c}{P} \right) \cos(kx) + \frac{1}{(\pi^2/k^2 L^2) - 1} \Delta_o \sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) - e + \frac{M_c}{P} + \Delta_o \sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) \quad [5-1]$$

$$M_c = \frac{1}{\frac{(kL) \sin(kL)}{1 - \cos(kL)} + \frac{c_{PL-eff-sec}}{EI/L}} \cdot c_{PL-eff-sec} \left(\frac{P}{P_E} \pi^2 \frac{e}{L} + \left[\frac{1}{(\pi^2/k^2 L^2) - 1} \Delta_o \frac{\pi}{L} \right] \frac{(kL) \sin(kL)}{1 - \cos(kL)} \right) \quad [5-2]$$

$$M = P(v_{(c_{PL-eff-sec})} + v_o + e) + M_c \quad [5-3]$$

Pour considérer l'influence de la plastification progressive de la plaque de transfert, la rigidité effective $c_{PL-eff-sec}$ doit être évaluée simultanément en fonction des différentes combinaisons de charges P et M_c . La progression de la plastification des plaques de transfert s'évalue à partir des équations établies par Moses (1964) présentées au Chapitre 2. Les équations [2-13], [2-19] et [2-24] présentent les courbures κ de section rectangulaire pour différentes distributions de contraintes sous des charges combinées de compression et de flexion. Pour déterminer les contraintes et la progression de la plastification dans les plaques de transfert, les dimensions géométriques des plaques de transfert (b_{PL} et t_{PL}) doivent être connues et introduites dans les équations de Moses (1964).

$$\kappa_1) = -\frac{M}{EI} \quad [2-13]$$

$$\kappa_2) = \frac{\sigma_1 + \sigma_y}{Ea} \quad [2-19]$$

$$\kappa_3) = \frac{2\sigma_y}{Ea_1} \quad [2-24]$$

Pour un effort de flexion M donné, il est possible de déterminer la courbure élastique $\kappa_1)$ en connaissant l'inertie de la section I et le module d'élasticité E tel que présenté à l'équation [2-13]. Lorsqu'il y a plastification de la section sous une combinaison de charge axiale et de flexion, les courbures $\kappa_2)$ et $\kappa_3)$ sont calculées avec les équations [2-19] et [2-24]. Avec ces courbures, il est possible de déterminer l'inertie effective sécante de la plaque de transfert $I_{PL-eff-sec}$ par l'équation [5-5]. Par la suite, la rigidité effective sécante du ressort $c_{PL-eff-sec}$ peut être déterminée avec l'équation [5-6] et introduite dans les équations [5-1] et [5-2].

$$M = \kappa_1)EI_{PL} = \kappa_2) \text{ ou } 3)EI_{PL-eff-sec} \quad [5-4]$$

$$I_{PL-eff-sec} = I_{PL} \frac{\kappa_1)}{\kappa_2) \text{ ou } 3)} \quad [5-5]$$

$$c_{PL-eff-sec} = c_{PL} \frac{I_{PL-eff-sec}}{I_{PL}} \quad [5-6]$$

Avec les équations de Moses (1964), la rigidité effective tangente $c_{PL-eff-tan}$ est déterminée avec la portion de l'épaisseur des plaques de transfert qui demeure élastique. Dans ce qui suit, on utilisera l'expression « épaisseur élastique » pour désigner cette épaisseur. Pour le cas 2, l'épaisseur élastique de la plaque de transfert (a) est déterminée par l'équation [2-17] et pour le cas 3, l'épaisseur élastique (a_1) est donnée par l'équation [2-23]. Ces épaisseurs élastiques permettent de calculer le moment d'inertie effectif tangentiel $I_{PL-eff-tan}$ de l'équation [5-7]. La rigidité effective tangentielle des plaques de transfert $c_{PL-eff-tan}$ de l'équation [5-8] est utilisée pour le calcul de la charge critique de flambement P_{cr} de l'équation [5-9].

$$2) I_{PL-eff-tan} = \frac{a^3 b_{PL}}{12} \quad 3) I_{PL-eff-tan} = \frac{a_1^2 b_{PL}}{12} \quad [5-7]$$

$$c_{PL-eff-tan} = \frac{EI_{PL-eff-tan}}{L_{r-PL}} \quad [5-8]$$

$$\frac{(EI/L)_{HSS}}{c_{PL-eff-tan}} - \frac{\cos(kL) - 1,0}{(kL) \sin(kL)} = 0 \quad [5-9]$$

Pour déterminer la résistance en compression nominale de la diagonale $C_{n-Analyt.}$, une procédure incrémentale a été utilisée. La charge axiale P est graduellement incrémentée pour évaluer la déformée, la rigidité effective des plaques et les efforts de flexion. Pour chaque incrément de charge, on vérifie si la résistance en compression a été atteinte. La résistance en compression nominale $C_{n-Analyt.}$ de la diagonale est atteinte lorsque la charge axiale P est supérieure à la résistance au flambement inélastique ou au flambement élastique.

La résistance au flambement inélastique est atteinte lorsqu'il y a apparition de la plastification à la fibre extrême de la diagonale à sa demi-longueur. Cette vérification est effectuée par l'équation [3-1] de la superposition des contraintes normales. La charge de flambement inélastique est obtenue lorsque l'équation [3-1] est égale à 1,0 pour une combinaison d'une charge axiale P et du moment M à la demi-longueur de la diagonale de l'équation [5-3].

$$\frac{P}{A F_y} + \frac{M \left(\frac{d_{HSS}}{2} \right)}{I F_y} \leq 1.0 \quad [3-1]$$

La résistance au flambement élastique correspond à la charge critique de flambement élastique P_{cr} de l'équation [5-9] avec la rigidité effective tangentielle des plaques de transfert $c_{PL-eff-tan}$.

La résistance en compression de la diagonale $C_{r-Analyt.}$ déterminée par le modèle analytique proposé doit être ajustée par les facteurs γ qui seront proposés à la section 5.3.3 et le facteur de sécurité ϕ de 0,9 :

$$C_{r-Analyt.} = \gamma \phi C_{n-Analyt.} \quad [5-10]$$

5.2.2 Validation du modèle analytique

Le modèle analytique ($c_{PL-eff} - e_{PL}$) a été validé par des modèles numériques réalisés avec le logiciel OpenSees. Les détails de la validation sont présentés à l'Annexe I.

Les résultats des analyses confirment que le modèle analytique ($c_{PL-eff} - e_{PL}$) permet de prédire avec précision la résistance en compression des diagonales et la progression de la plastification des plaques de transfert non-linéaires.

5.3 Équation proposée pour la conception

Dans cette section, on propose une équation pour le calcul de la résistance des diagonales de contreventement faites de profilés tubulaires ayant des assemblages excentrés en cisaillement simple. Cette équation a été développée à partir du modèle analytique ($c_{PL-eff} - e_{PL}$). L'équation prend en compte, entre autres, de la présence d'un défaut de rectitude Δ_o égal à $-0,002 L_{HSS}$, la plastification des plaques de transfert, le flambement élastique ou inélastique des diagonales et la rigidité rotationnelle des goussets.

Pour les diagonales avec fusible (F) et sans fusible (NF), différents paramètres sont proposés pour considérer les diverses caractéristiques des assemblages rencontrés dans la pratique. De plus, pour chacune des diagonales avec et sans fusible, une courbe de résistance en compression conservatrice est proposée pour les occasions où aucune information sur les assemblages n'est connue lors de la conception de la diagonale.

5.3.1 Méthodologie

Dans un premier temps, les courbes de résistance en compression ont été créées à l'aide du modèle analytique ($c_{PL-eff} - e_{PL}$). L'ensemble des courbes ont été générées en considérant la

présence d'un défaut de rectitude Δ_o égal à $-0,002 L_{HSS}$, condition qui est la plus critique pour la résistance des diagonales.

Ces courbes ont été développées pour les différents paramètres géométriques des assemblages présentés aux Tableau 5-1 et 5-2. Au total, six courbes de résistance en compression ont été tracées pour les diagonales sans fusible (NF) et six autres pour les diagonales avec fusible (F). Les caractéristiques des assemblages définies dans ces tableaux ont été proposées de manière à couvrir l'ensemble des paramètres observés dans les ensembles D-A de l'étude paramétrique du Chapitre 4. L'épaisseur de la plaque de transfert est déterminée par l'équation [5-11] en fonction du moment d'inertie I_{PL} et de la largeur b_{PL} de la plaque de transfert.

$$t_{PL} = \sqrt[3]{\frac{12I_{PL}}{b_{PL}}} \quad [5-11]$$

De plus, il est important de souligner qu'une limite élastique F_{y-PL} égale à 300 MPa a été utilisée pour le matériau de la plaque de transfert.

Tableau 5-1: Caractéristiques des assemblages excentrés en cisaillement simple des courbes de résistance en compression des diagonales sans fusible (NF)

Cas	$\frac{e(d_{HSS}/2)}{r^2}$	c_{PL} (EI/L) _{HSS}	I_{PL}/I_{HSS}	b_{PL}/d_{HSS}
1.a	$\frac{e(d_{HSS}/2)}{r^2} < 0,6$	$0,5 \leq c_{PL} < 2,0$	0,015	2,75
1.b		$2,0 \leq c_{PL} < 4,0$	0,02	2,5
1.c		$c_{PL} \geq 4,0$	0,03	2,5
2.a	$\frac{e(d_{HSS}/2)}{r^2} \geq 0,6$	$0,5 \leq c_{PL} < 2,0$	0,015	2,75
2.b		$2,0 \leq c_{PL} < 4,0$	0,02	2,5
2.c		$c_{PL} \geq 4,0$	0,03	2,5

Tableau 5-2: Caractéristiques des assemblages excentrés en cisaillement simple des courbes de résistance en compression des diagonales avec fusible (F)

Cas	$\frac{e(d_{HSS}/2)}{r^2}$	c_{PL} (EI/L) _{HSS}	I_{PL}/I_{HSS}	b_{PL}/d_{HSS}
1.a	$\frac{e(d_{HSS}/2)}{r^2} \leq 0,4$	$0,2 \leq c_{PL} < 1,0$	0,001	1,75
1.b		$c_{PL} \geq 1,0$	0,0075	1,75
2.a	$0,4 < \frac{e(d_{HSS}/2)}{r^2} \leq 0,6$	$0,2 \leq c_{PL} < 1,0$	0,001	1,75
2.b		$c_{PL} \geq 1,0$	0,0075	1,75
3.a	$\frac{e(d_{HSS}/2)}{r^2} > 0,6$	$0,2 \leq c_{PL} < 1,0$	0,001	1,75
3.b		$c_{PL} \geq 1,0$	0,0075	1,75

Pour obtenir les équations décrivant avec précision les courbes de résistance en compression obtenues, trois paramètres (α , n_1 et n_2) ont été introduits dans l'équation de la résistance en compression C_r de la norme CSA S16. Ces coefficients ont été déterminés en minimisant le carré de la différence entre le résultat de l'équation [5-12] et la résistance obtenue pour chacun des modèles analytiques. L'équation [5-12] présente l'équation proposée pour calculer la résistance en compression des diagonales des ensembles D-A. Les paramètres α , n_1 et n_2 sont décrits dans la section 5.3.2 pour chacune des courbes proposées.

$$C_{r-ass.exc.} = \gamma \alpha \phi A_g F_y (1 + \lambda^{2n_1})^{-1/n_2} \quad [5-12]$$

La résistance en compression obtenue du modèle analytique ($c_{PL-eff} - e_{PL}$) ne considère pas la présence et la rigidité du gousset. L'ajustement de la résistance en compression du modèle analytique en fonction de la rigidité rotationnelle du gousset c_G est effectué à l'aide du paramètre γ . Les valeurs proposées pour ce facteur d'ajustement γ proviennent directement de l'étude paramétrique sur l'influence du gousset sur la résistance en compression des diagonales de la section 3.4. En fonction de la présence de fusible ductile en acier, les valeurs proposées pour ces paramètres sont présentées à la section 5.3.3. Ce facteur γ doit être aussi appliqué aux résultats obtenus directement du modèle analytique ($c_{PL-eff} - e_{PL}$) lorsqu'il est utilisé pour déterminer la

résistance en compression d'une diagonale ayant des assemblages excentrés en cisaillement simple. Pour chacun des modèles analytiques analysés, le niveau de plastification et la rigidité effective $c_{PL-eff-tan}$ ont pu être déterminés. Ces paramètres ont été utilisés pour établir les facteurs d'ajustement γ considérant la rigidité des goussets par rapport à celle des plaques de transfert c_G/c_{PL} .

5.3.2 Coefficient d'ajustement α , n_1 et n_2

Cette section présente les coefficients d'ajustement α , n_1 et n_2 pour les diagonales avec (F) et sans fusible (NF). Ces coefficients d'ajustement tiennent compte des caractéristiques de l'assemblage, telles que la rigidité élastique de la plaque de transfert c_{PL} et le ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$. Lorsque ces caractéristiques (c_{PL} et $e(d_{HSS}/2)/r^2$) sont disponibles pendant la conception de la diagonale, la résistance en compression peut être estimée de façon plus précise. À l'inverse, lorsque ces caractéristiques ne sont pas déterminées pendant la conception de la diagonale, la valeur des coefficients α , n_1 et n_2 doit conduire à une résistance en compression conservatrice.

5.3.2.1 Diagonales sans fusible (NF)

Le Tableau 5-3 présente la valeur des coefficients α , n_1 et n_2 pour les 6 cas proposés pour les diagonales sans fusible ductile (NF). Les coefficients α , n_1 et n_2 définis pour le Cas 2.a doivent être utilisés lorsque la conception des diagonales est exécutée indépendamment de la conception des assemblages. La courbe de résistance en compression du Cas 2.a est la plus défavorable d'une diagonale sans fusible (NF) ayant des assemblages excentrés en cisaillement simple.

Tableau 5-3: Valeurs des coefficients α , n_1 et n_2 pour les diagonales sans fusible (NF)

Cas	$\frac{e(d_{HSS}/2)}{r^2}$	c_{PL} (EI/L) _{HSS}	α	n_1	n_2
1.a	$\frac{e(d_{HSS}/2)}{r^2} < 0,6$	$0,5 \leq c_{PL} < 2,0$	0,63	1,62	2,22
1.b		$2,0 \leq c_{PL} < 4,0$	0,66	1,73	2,41
1.c		$c_{PL} \geq 4,0$	0,69	1,77	2,54
2.a	$\frac{e(d_{HSS}/2)}{r^2} \geq 0,6$	$0,5 \leq c_{PL} < 2,0$	0,56	1,61	2,32
2.b		$2,0 \leq c_{PL} < 4,0$	0,59	1,67	2,44
2.c		$c_{PL} \geq 4,0$	0,62	1,72	2,57

La Figure 5-2 présente les six courbes de résistance en compression $P/(A_{HSS}F_y)$ ayant les valeurs des coefficients α , n_1 et n_2 selon les cas définis au Tableau 5-3. En observant la Figure 5-2, on remarque que la courbe de résistance du Cas 2.a est la plus faible.

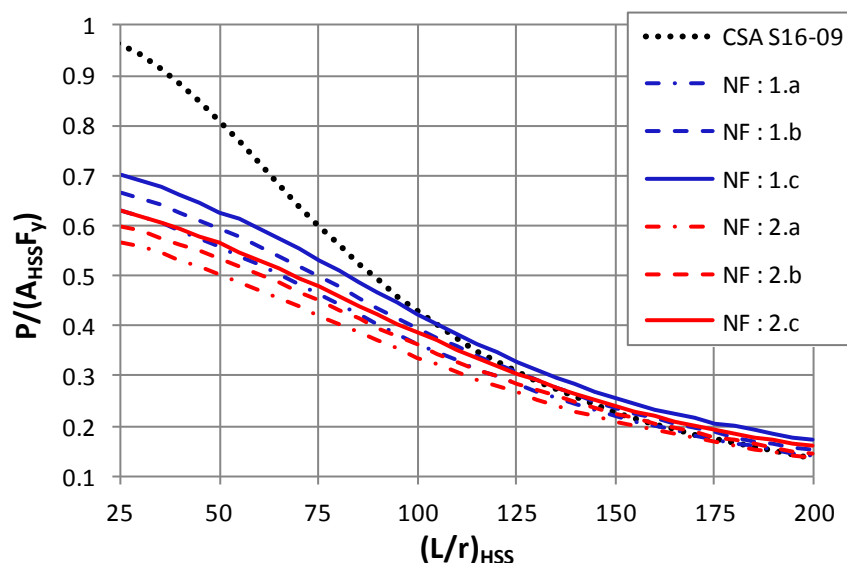


Figure 5-2: Courbes de résistance en compression pour la conception des diagonales sans fusible (NF)

5.3.2.2 Diagonales avec fusible (F)

Le Tableau 5-4 présente les valeurs des coefficients α , n_1 et n_2 pour les diagonales avec fusible (F). En incorporant ces coefficients dans l'équation [5-12], la résistance en compression des diagonales peut être déterminée pour les six cas décrits au Tableau 5-4. En absence d'information sur les caractéristiques des assemblages, les coefficients α , n_1 et n_2 du Cas 3.a doivent être utilisés.

Tableau 5-4: Valeurs des coefficients α , n_1 et n_2 pour les diagonales avec fusible (F)

Cas	$\frac{e(d_{HSS}/2)}{r^2}$	c_{PL} (EI/L) _{HSS}	α	n_1	n_2
1.a	$\frac{e(d_{HSS}/2)}{r^2} \leq 0,4$	$0,2 \leq c_{PL} < 1,0$	0,82	1,15	1,25
1.b		$c_{PL} \geq 1,0$	0,91	1,16	1,26
2.a	$0,4 < \frac{e(d_{HSS}/2)}{r^2} \leq 0,6$	$0,2 \leq c_{PL} < 1,0$	0,77	1,07	1,21
2.b		$c_{PL} \geq 1,0$	0,81	1,10	1,25
3.a	$\frac{e(d_{HSS}/2)}{r^2} > 0,6$	$0,2 \leq c_{PL} < 1,0$	0,70	1,04	1,22
3.b		$c_{PL} \geq 1,0$	0,73	1,08	1,29

La Figure 5-3 présente les courbes des résistances en compression $P/(A_{HSS}F_y)$ décrites par les paramètres α , n_1 et n_2 énumérés au Tableau 5-4.

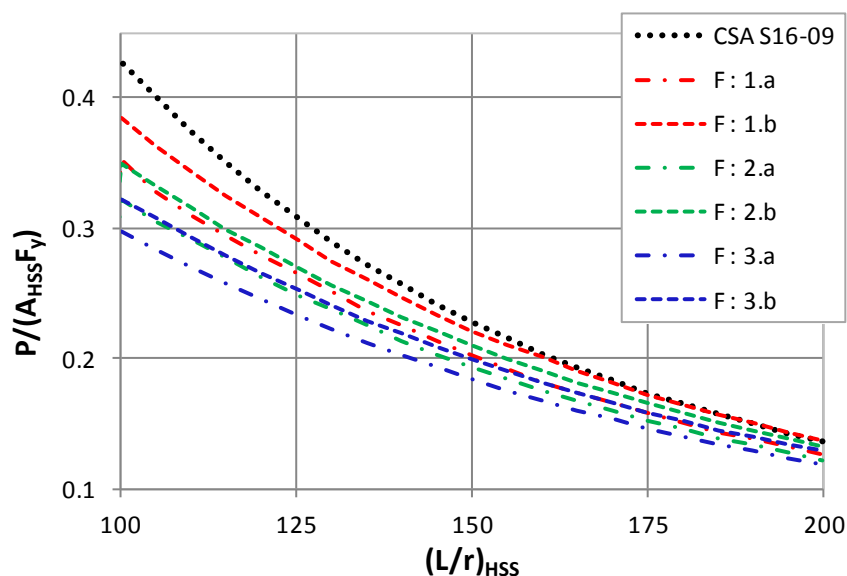


Figure 5-3: Courbes de résistance en compression pour la conception des diagonales avec fusible (F)

5.3.3 Coefficient d'ajustement γ

Tel qu'observé dans l'étude paramétrique de la section 3.4, la rigidité du gousset a une influence sur la résistance en compression qui varie selon l'élancement des diagonales. Le coefficient γ permet d'ajuster la résistance en compression de l'équation [5-12] en fonction des propriétés du gousset.

Les Tableaux 5-5 et 5-6 présentent les coefficients d'ajustement γ pour les diagonales sans fusible (NF) et avec fusible (F) respectivement. Les valeurs de ces tableaux proviennent des pourcentages d'écart de l'étude paramétrique de la section 3.4 tels que ceux présentés à la Figure 3-20. Lorsque les caractéristiques de l'assemblage ne sont pas disponibles lors de la conception de la diagonale, il est recommandé d'utiliser les valeurs du coefficient γ de la colonne en gris pour obtenir des résistances plus conservatrices.

Tableau 5-5: Coefficients d'ajustement γ pour les diagonales sans fusible (NF)

	γ	
	$e(d_{HSS}/2)/r^2 \leq 0,6$	$e(d_{HSS}/2)/r^2 > 0,6$
$(L/r)_{HSS} < 100$	1,00	1,00
$100 \leq (L/r)_{HSS} < 125$	0,98	1,00
$125 \leq (L/r)_{HSS} < 150$	0,94	0,98
$150 \leq (L/r)_{HSS} < 175$	0,90	0,97
$175 \leq (L/r)_{HSS} < 200$	0,88	0,96

Tableau 5-6: Coefficients d'ajustement γ pour les diagonales avec fusible (F)

	γ	
	$e(d_{HSS}/2)/r^2 \leq 0,4$	$e(d_{HSS}/2)/r^2 > 0,4$
$(L/r)_{HSS} < 125$	0,99	1,00
$125 \leq (L/r)_{HSS} < 150$	0,97	0,99
$150 \leq (L/r)_{HSS} < 175$	0,93	0,98
$175 \leq (L/r)_{HSS} < 200$	0,90	0,98

Pour les diagonales sans fusible (NF), les coefficients γ ont été déterminés en considérant les paramètres suivants :

- La rigidité de la plaque de transfert c_{PL} a été posée égale à $0,5(EI/L)_{HSS}$ pour des élancements $(L/r)_{HSS}$ de 75 à 150 et à $1,0(EI/L)_{HSS}$ pour des élancements $(L/r)_{HSS}$ de 150 à 200. Ces valeurs de rigidité c_{PL} ont été déterminées en fonction de la Figure 5-4a considérant la progression de la plastification.
- La rigidité des goussets c_G/c_{PL} a été posée égale à 2,0 pour des élancements $(L/r)_{HSS}$ de 75 à 150 et à 3,0 pour des élancements $(L/r)_{HSS}$ de 150 et 200. Les valeurs posées pour la rigidité des goussets c_G/c_{PL} proviennent des critères de conception qui seront décrits à la section 6.2.2.1.

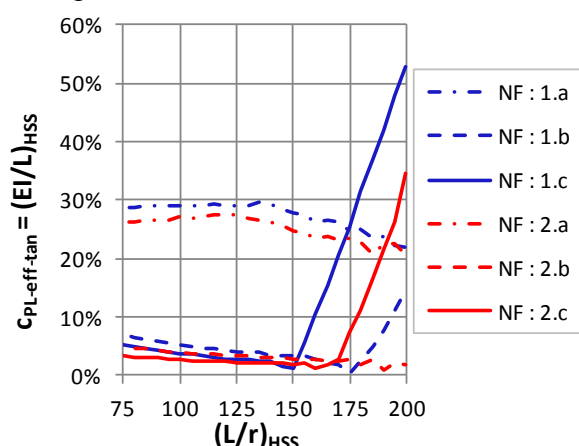
Pour les diagonales avec fusible (F), les coefficients γ ont été déterminés en considérant les paramètres suivants :

- La rigidité de la plaque de transfert c_{PL} a été posée égale à $0,5(EI/L)_{HSS}$ pour des élancements $(L/r)_{HSS}$ de 100 à 200. Ces valeurs de rigidité c_{PL} ont été déterminées en fonction de celles de la Figure 5-4b considérant la progression de la plastification.

- La rigidité des goussets c_G/c_{PL} a été posée égale à 5,0 pour des élancements $(L/r)_{HSS}$ de 100 à 200. Les valeurs posées pour la rigidité des goussets c_G/c_{PL} proviennent des critères de conception qui seront décrits à la section 6.2.2.1.

La Figure 5-4 présente la rigidité effective tangentielle des plaques de transfert $c_{PL\text{-eff-tan}}$ lors de l'atteinte de la résistance en compression maximale des modèles analytiques ($c_{PL(\text{eff})} - e_{PL}$) pour les cas des Tableaux 5-1 et 5-2. En comparant les valeurs $c_{PL\text{-eff-tan}}$ de la Figure 5-4 avec les rigidités c_{PL} des Tableaux 5-1 et 5-2, on note que l'ensemble des plaques de transfert ont subi de la plastification lors de l'atteinte de la résistance en compression de la diagonale, car c_{PL} est plus grand que $c_{PL\text{-eff-tan}}$.

a) Diagonale sans fusible (NF)



b) Diagonale avec fusible (F)

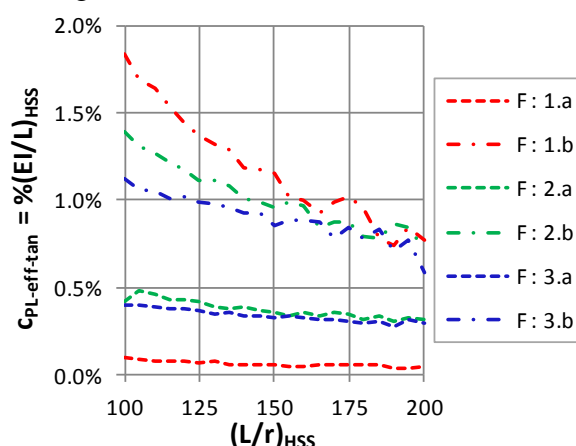


Figure 5-4: Rigidité effective tangentielle des plaques de transfert $c_{PL\text{-eff-tan}}$ lors de l'atteinte de la résistance en compression des modèles analytiques ($c_{PL(\text{eff})} - e_{PL}$) définis aux tableaux 5-1 et 5-2.

5.4 Résistance probable de la diagonale en compression

La résistance probable en compression des diagonales C_u est influencée par la présence de l'assemblage boulonné en cisaillement simple.

Tel qu'il a été observé dans les résultats des études paramétriques du Chapitre 4, la résistance en compression de la diagonale peut être augmentée par la présence de l'assemblage boulonné, principalement lorsque la diagonale a un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$ pour les ensembles D-A rencontrés dans la pratique. Cette augmentation de la résistance en compression des diagonales représente une problématique pour la conception par capacité et il est important de tenir compte

de cette augmentation de la résistance dans la conception des éléments du SRFL pour assurer un comportement sécuritaire.

On présente dans cette section une équation permettant de déterminer la valeur de la résistance probable en compression C_u^* qui tient compte de la présence des assemblages excentrés en cisaillement simple. La résistance en compression C_u^* est présentée à l'équation [5-13]. La résistance en compression C_u^* proposée considère la résistance probable C_u de la norme CSA S16(CSA, 2009) multipliée par un facteur f déterminé en fonction des résultats des études paramétriques du Chapitre 4. Les valeurs du facteur f sont présentées au Tableau 5-7.

$$C_u^* = f * C_u \quad [5-13]$$

Tel que mentionnée précédemment, le facteur f a été déterminé à l'aide des rapports P/C_u obtenus par les modèles numériques des études paramétriques du Chapitre 4. La résistance des ensembles D-A avec et sans fusible (F et NF) et ayant subi un mode de rupture A sont présentées à la section 4.5.2.4. Dans cette section (4.5.2.4), les goussets des ensembles D-A ayant subi des modes de rupture inadéquats avaient été optimisés pour qu'ils présentent un mode de rupture A. Ce mode de rupture est caractérisé par le flambement de la diagonale avec l'apparition des rotules plastiques dans les plaques de transfert, alors que le gousset conserve un comportement élastique. La Figure 5-5 regroupe les résultats des ensembles D-A ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$ et positif $\Delta_o(+)$. Les rapports P/C_u des modèles numériques ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$ sont représentés par les symboles en losange (\diamond), alors que ceux ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$ sont représentés par les symboles en cercle (\circ). Les droites noires de la Figure 5-5 représentent les facteurs f pour les différents intervalles d'élancements $(L/r)_{HSS}$. La valeur de ces facteurs f est présentée au Tableau 5-7 pour les diagonales sans fusible (NF) et avec fusible (F).

Selon la Figure 5-5, les rapports P/C_u des diagonales sans fusible (NF) montrent que la présence de l'assemblage boulonné en cisaillement simple augmente la résistance en compression de la diagonale ($P/C_u > 1,0$). Ce résultat est principalement obtenu pour les diagonales ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$. Pour les diagonales avec fusible (F), la présence de l'assemblage boulonné en cisaillement simple n'augmente pas la résistance en compression au-dessus de la valeur de C_u prescrite dans la norme CSA S16.

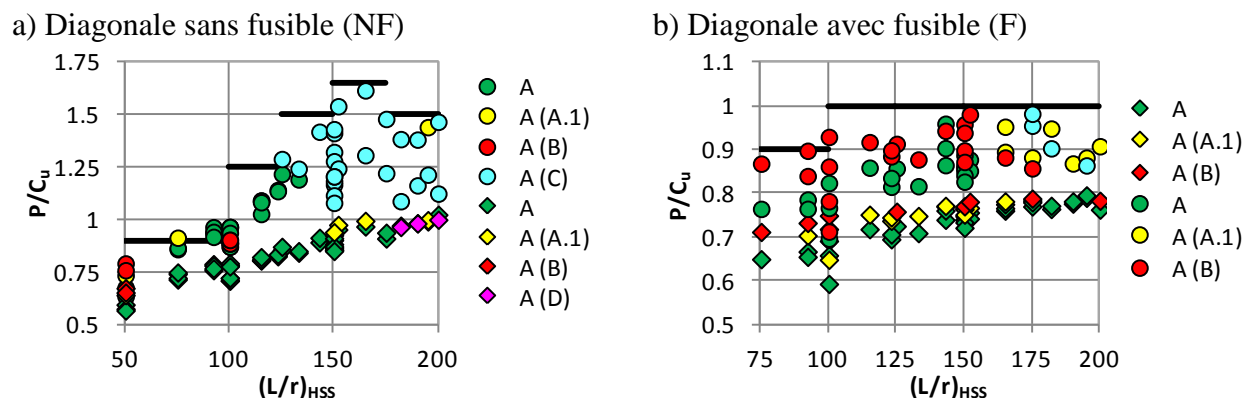


Figure 5-5: Rapport P/C_u de la charge axiale maximale atteinte et de la résistance probable en compression de la norme CSA S16 (CSA, 2009) en fonction des élancements $(L/r)_{HSS}$ pour les diagonales ayant un défaut de rectitude négatif (\diamond) et positifs (\circ) : a) Diagonales sans fusible (NF) ; b) Diagonales avec fusible (F) *Note : les lignes noires horizontales donnent la valeur du facteur d'ajustement f .*

Tableau 5-7: Facteur f pour l'équation [5-13] de la résistance en compression probable C_u^* pour les diagonales sans fusible (NF) et avec fusible (F)

	Diagonales NF	Diagonales F
$50 < (L/r)_{HSS} < 75$	0,9	0,9
$75 < (L/r)_{HSS} < 100$	0,9	1,0
$100 < (L/r)_{HSS} < 125$	1,25	1,0
$125 < (L/r)_{HSS} < 150$	1,5	1,0
$150 < (L/r)_{HSS} < 175$	1,65	1,0
$175 < (L/r)_{HSS} < 200$	1,5	1,0

En résumé, les valeurs du facteur f ont été déterminées en respectant les principes suivants :

1. Pour des intervalles d'élancement donnés $(L/r)_{HSS} = \pm 25$, le facteur f est déterminé par le rapport P/C_u le plus élevé parmi les modèles numériques de l'étude paramétrique d'optimisation des goussets de la section 4.5.
2. Si pour un intervalle d'élancement $(L/r)_{HSS}$ donné, aucun rapport P/C_u ne provient des modèles numériques optimisés de l'étude paramétrique de la section 4.5, le facteur f

proposé est déterminé par le rapport P/C_u le plus petit des modèles numériques non-optimisés de l'étude paramétrique de la section 4.4.

5.5 Conclusion

Un modèle analytique ($c_{PL-eff} - e_{PL}$) basé sur les équations théoriques de la stabilité a été proposé pour déterminer le comportement en compression des diagonales. Ce modèle analytique tient compte de la présence de l'excentricité, des défauts de rectitude et de la plastification des plaques de transfert. Ces paramètres peuvent diminuer considérablement la résistance en compression des diagonales comme démontré dans le Chapitre 3 et le Chapitre 4. À l'aide de ce modèle, la résistance en compression des diagonales ayant des assemblages excentrés en cisaillement simple peut être déterminée par des critères de flambement élastique et inélastique.

À partir de ce modèle analytique, une équation de la résistance en compression a été proposée pour les diagonales ayant des assemblages excentrés en cisaillement simple. Cette équation tient compte des différentes caractéristiques des assemblages excentrés en cisaillement simple, de même que de l'influence de la rigidité rotationnelle élastique des goussets.

La présence des assemblages excentrés en cisaillement simple et des défauts de rectitude peut aussi augmenter la résistance en compression des diagonales. Pour assurer une conception par capacité adéquate, une équation a été proposée pour déterminer la résistance probable en compression C_u^* des diagonales. Cette équation est basée sur les résultats observés dans les études paramétriques du Chapitre 4.

CHAPITRE 6 ÉTUDE DE LA RÉSISTANCE EN COMPRESSION ET FLEXION DE L'ASSEMBLAGE BOULONNÉ EN CISAILLEMENT SIMPLE

Le but de ce chapitre est de proposer des critères pour la conception des assemblages excentrés en cisaillement simple soumis à des efforts de compression. Les critères de conception sont principalement basés sur les résultats obtenus des analyses paramétriques du Chapitre 4 et quelques-uns sont tirés des références présentées au Chapitre 2.

Premièrement, les critères proposés sont présentés pour la conception des plaques de transfert. Ils assurent que la plaque de transfert a une résistance suffisante pour éviter les modes de rupture tels que le flambement de la plaque et l'apparition de deux rotules plastiques causant une instabilité de l'assemblage.

Ensuite, la conception des goussets d'assemblage est étudiée. Du Chapitre 4, on sait que la rigidité et la résistance en flexion des goussets ont une grande influence sur le comportement des ensembles D-A. Dans la pratique, la géométrie des goussets est plus complexe que celle des goussets étudiés au Chapitre 4. En effet, les goussets sont reliés à la poutre et/ou la colonne et l'angle des diagonales peut varier. Pour évaluer l'influence de la géométrie sur la rigidité et la résistance en flexion des goussets, une brève étude numérique a été effectuée. Les résultats de cette étude ont permis d'établir une méthode simplifiée pour évaluer la rigidité et la résistance réelles en flexion des goussets selon les différentes géométries utilisées en pratique.

Finalement, les critères de conception pour les goussets sont présentés. Il s'agit de critères de rigidité et de résistance et de vérification pour la résistance du mécanisme à 3 rotules plastiques.

6.1 Plaque de transfert

Pour assurer un comportement adéquat de la diagonale, la plaque de transfert doit permettre la rotation inélastique ductile aux extrémités de la diagonale sans présenter d'instabilité. La plaque de transfert peut être sujette à deux modes de rupture en compression autre que la plastification de la section. Le premier mode de rupture est le flambement de la plaque de transfert où un déplacement latéral est permis. Le deuxième est celui présenté dans la recherche de (Fang et al.,

2015) où deux rotules plastiques se forment dans la plaque de transfert créant une instabilité de l'ensemble D-A.

6.1.1 Critères de conception des plaques de transfert

Les plaques de transfert des ensembles D-A étudiés lors des études paramétriques du Chapitre 4 n'ont présenté aucun mode de rupture inadéquat, ce qui confirme que la vérification de la résistance en compression des plaques de transfert utilisée pour l'élaboration des ensembles D-A est adéquate. De plus, pour éviter le mode de rupture par instabilité dans la plaque de transfert, il est recommandé d'effectuer la vérification proposée par Fang et al. (2015).

6.1.1.1 Flambement de la plaque de transfert

Le flambement de la plaque de transfert doit être évalué selon la méthode proposée lors du dimensionnement des modèles numériques de l'étude paramétrique du Chapitre 4.

La Figure B-9 de l'Annexe B présente les longueurs effectives L_{b-PL} à utiliser pour le calcul de la résistance au flambement de la plaque de transfert. La résistance en compression C_r de la plaque de transfert est définie à les équations [B-21] et [B-22] Dans lesquels le coefficient K est égal à 1,2 considérant le flambement avec une translation des extrémités, L_{b-PL} est la longueur de flambement de la plaque de transfert illustrée à la Figure B-9 et $r = t_{PL}/\sqrt{12}$.

6.1.1.2 Instabilité avec la présence de 2 rotules dans la plaque de transfert

La vérification proposée par Fang et al. (2015) doit être effectuée pour éviter le mode d'instabilité dans la plaque de transfert (Mode de rupture E).

Tels que décrits dans la section 2.4.2, les principes de calcul plastique et d'équilibre des forces sont utilisés pour déterminer la résistance de la plaque de transfert pour ce mode de rupture. La charge axiale P_u obtenue de l'équation [6-1] présente la limite ultime avant l'obtention d'un mode d'instabilité à 2 rotules dans la plaque de transfert.

$$\phi P_u = \phi \frac{\frac{9}{4} M_{p-PL}}{\Delta_u + \frac{9}{4} \frac{M_{p-PL}}{P_{y-PL}}} \geq C_u^* \quad [6-1]$$

Dans cette équation, le déplacement latéral lors de l'atteinte du chargement ultime $\Delta_u = \Theta_u \cdot L_s$ est calculé à l'aide de l'équation [2-41]. Les dimensions L_{sg} et L_s représentent la longueur de l'assemblage et la longueur entre les 2 rotules plastiques, tel que présenté à la Figure 2-29.

6.2 Gousset d'assemblage

Pour assurer un comportement adéquat de la diagonale et de ses assemblages, c'est-à-dire un flambement de la diagonale et l'arrivée des rotules plastiques dans les plaques de transfert, il a été établi que le comportement du gousset doit demeurer élastique jusqu'à l'atteinte de la capacité maximale en compression de la diagonale C_u^* .

Dans ce chapitre, l'influence de la géométrie réelle du gousset sur sa rigidité $c_{G(eff)}$ et sa résistance $M_{p-G(eff)}$ et $M_{y-G(eff)}$ est étudiée brièvement à partir de modèles numériques. Les résultats de cette analyse ont permis l'élaboration d'une méthode d'évaluation de ces paramètres, soient $c_{G(eff)}$, $M_{p-G(eff)}$ et $M_{y-G(eff)}$. Ces paramètres permettent ainsi la vérification des critères de conception proposés.

En considérant les études paramétriques du Chapitre 4 et la littérature, des critères ont été proposés pour la conception des goussets. Ces critères visent à obtenir une rigidité rotationnelle c_G/c_{PL} et une résistance en flexion $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ suffisantes des goussets de façon à éviter une rupture de l'assemblage par un mécanisme à 3 rotules.

6.2.1 Influence de la géométrie du gousset

Cette section présente l'étude par éléments finis visant à caractériser l'influence de la géométrie des goussets sur leur rigidité rotationnelle c_G et leur résistance nominale en flexion M_{p-G} . Cette influence est évaluée en modifiant plusieurs paramètres tels que :

- L'angle de la diagonale;
- Les conditions de retenues aux extrémités des goussets; et
- Des paramètres géométriques tels que la distance de la plaque de transfert par rapport aux extrémités du gousset et l'angle du gousset entre la plaque de transfert et l'assemblage d'extrémité.

À l'aide des 19 modèles numériques réalisés avec le logiciel par éléments finis Abaqus, une méthode simplifiée permettant l'évaluation de la rigidité c_G et la résistance M_{p-G} est proposée. Cette méthode permettra d'évaluer ces caractéristiques, soit $c_{G(eff)}$ et $M_{p-G(eff)}$, pour des goussets ayant des géométries retrouvées dans la pratique. En raison du faible nombre de cas étudiés, le comportement des goussets n'a pas été caractérisé de façon très précise. Le matériel présenté dans cette section peut ainsi faciliter la conception des goussets d'assemblages selon les recommandations qui seront proposées dans les sections suivantes.

6.2.1.1 Description des géométries étudiées

Différents goussets retrouvés dans la pratique ont été reproduits par des modèles numériques pour étudier l'influence de la géométrie des goussets sur la rigidité c_G et la résistance en flexion M_{p-G} .

Tous les goussets étudiés ont une épaisseur de 25,4 mm. La présence de la plaque de transfert a été considérée dans la géométrie. Pour ce faire, une plaque de transfert typique a été définie tel que représenté à la Figure 6-1 par la section en gris foncé. Ses dimensions ont été établies en considérant la présence de 8 boulons de 25,4 mm de diamètre et sa largeur est posée à 200 mm. Dans cette étude, l'effet de l'excentricité n'est pas étudié. De ce fait, la section de la plaque de transfert qui chevauche le gousset a été modélisée par un matériau infiniment rigide. La section rigide représentant le chevauchement du gousset et de la plaque se termine à la dernière rangée de boulons pour considérer le fait que la rotation du gousset peut se développer dans les deux directions. Pour des raisons pratiques, la distance entre la fin de la plaque de transfert et la colonne et/ou la poutre est fixée à 25,4 mm (Figure 6-1 a). Cette distance facilite l'installation au chantier.

Il est aussi important de préciser que les extrémités des goussets soudées aux poutres et/ou colonnes sont modélisées comme étant des encastremements parfaits.

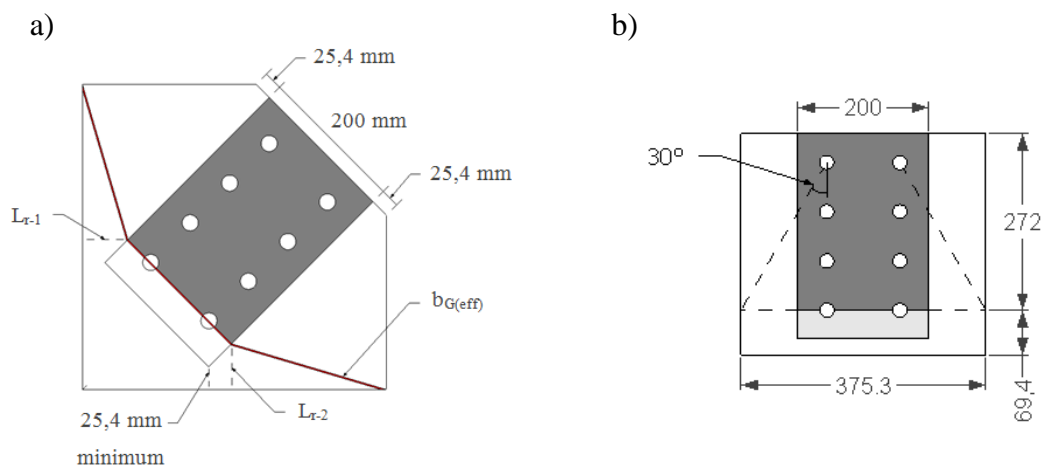


Figure 6-1: a) Descriptions des variables des goussets étudiés ; b) Dimensions typiques des goussets de l'étude d'influence de la géométrie (90deg-Ref.)

Les géométries ont été choisies pour que la pleine largeur de Whitmore ne soit pas interrompue par les poutres ou les colonnes adjacentes. De ce fait, la géométrie A1 a été déterminée de sorte que la limite de la largeur de Whitmore coïncide avec l'extrémité du gousset (Figure 6-2a), tout en respectant la distance minimale de 25,4 mm pour l'installation. Les côtés du gousset sont coupés sur une droite perpendiculaire aux poutres et colonnes adjacentes. La géométrie A2 est très semblable à celles des goussets A1. Par contre, la limite de la largeur de Whitmore est décalée d'une distance de 25,4 mm (Figure 6-2 b) dans le but d'éloigner légèrement la plaque de transfert des poutres et des colonnes adjacentes. Les géométries A3 et A4 ressemblent aux géométries A2 et A1 respectivement. La seule différence est que les côtés des goussets sont coupés à angle pour rejoindre les limites de la largeur de Whitmore (Figure 6-2 d) décalée ou non de 25,4 mm (Figure 6-2 c). Les goussets ayant les géométries A5 et A6 ne sont fixés qu'à la poutre ou à la colonne (Figure 6-2 e) et f)).

Le Tableau 6-1 présente les dimensions et les propriétés des 19 modèles numériques étudiés. La rigidité $c_{G(eff)}$, le module de section plastique $Z_{G(eff)}$ et la résistance nominale en flexion $M_{p-G(eff)}$ sont déterminés selon les équations définies à la section 6.2.1.4. Les dimensions $b_{G(eff)}$, L_{T-1} et L_{T-2} sont présentés à la Figure 6-1 a).

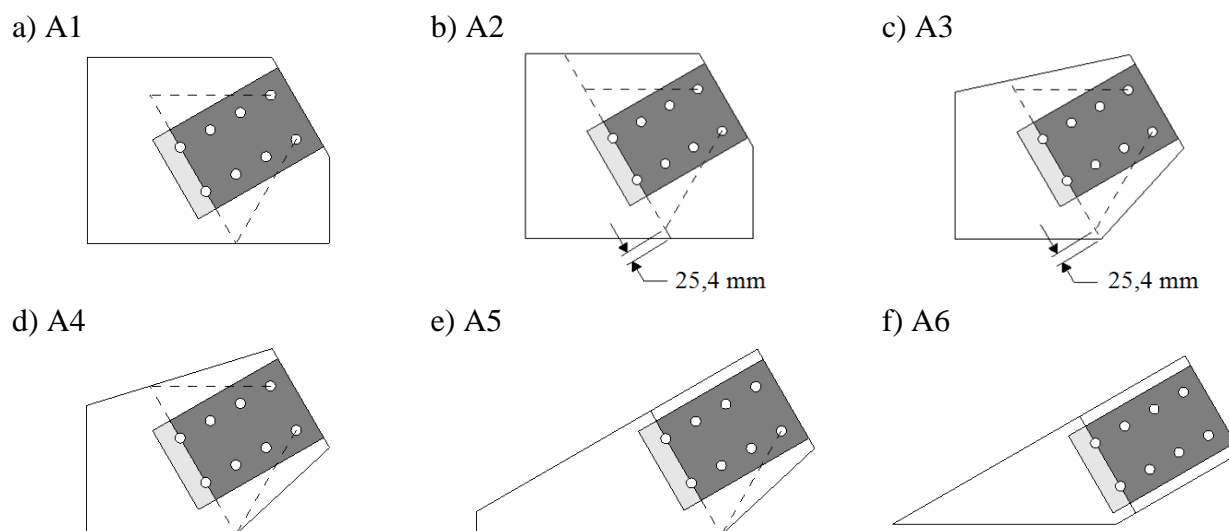


Figure 6-2 : Caractéristiques des géométries

Tableau 6-1: Dimensions et propriétés des modèles étudiés

Modèles	$b_{G(eff)}$ (mm)	L_{r-1} (mm)	L_{r-2} (mm)	$L_{r-G(eff)}$ (mm)	I_G (mm ⁴)	$c_{G(eff)}$ (kN·mm/rad)	$Z_{G(eff)}$ (mm ³)	$M_{p-G(eff)}$ (kN·mm)
30deg-A1	642	181	76	76	876 708	2 307 126	103 548	31 064
30deg-A2	601	181	98	98	820 719	1 674 936	96 935	29 081
30deg-A3	426	181	98	98	581 741	1 187 226	68 710	20 613
30deg-A4	374	181	76	76	510 730	1 344 027	60 322	18 097
30deg-A5	312	325	76	200,5	426 064	425 001	50 322	15 097
30deg-A6	250	268	57	162,5	341 397	421 478	40 323	12 097
45deg-A1	638	62	62	62	871 246	2 810 470	102 903	30 871
45deg-A2	650	80	80	80	887 633	2 219 082	104 839	31 452
45deg-A3	426	80	80	80	581 741	1 454 352	68 710	20 613
45deg-A4	376	62	62	62	513 461	1 656 327	60 645	18 194
45deg-A5	313	187	62	124,5	427 429	686 633	50 484	15 145
45deg-A6	250	187	60	123,5	341 397	552 870	40 323	12 097
60deg-A5	312	131	63	97	426 064	878 482	50 322	15 097
60deg-A6	250	131	64	97,5	341 397	700 302	40 323	12 097
60deg-A7	374	131	63	97	510 730	1 053 052	60 322	18 097
90deg-Ref.	372	69	69	69	507 999	1 472 461	60 000	18 000
90deg-A5	311	69	69	69	424 698	1 231 009	50 161	15 048
90deg-A6	250	69	69	69	341 397	989 557	40 323	12 097
90deg-A7	372	69	69	69	507 999	1 472 461	60 000	18 000

Les figures suivantes (Figure 6-3 à Figure 6-6) présentent les géométries plus détaillées des goussets étudiés.

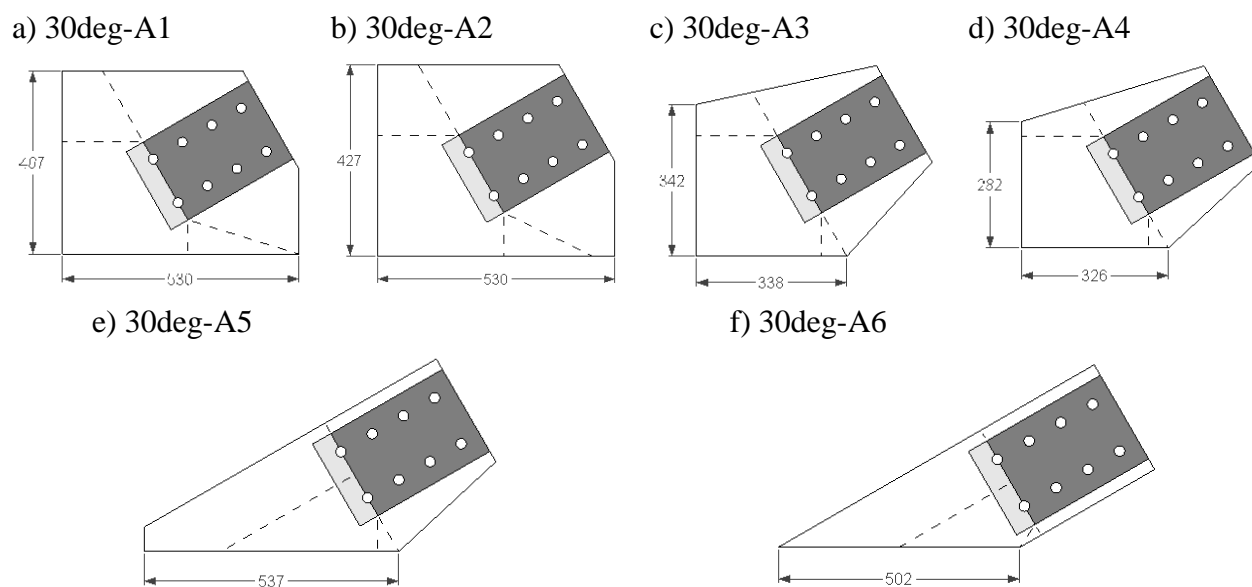


Figure 6-3: Géométries des goussets ayant un angle de 30°

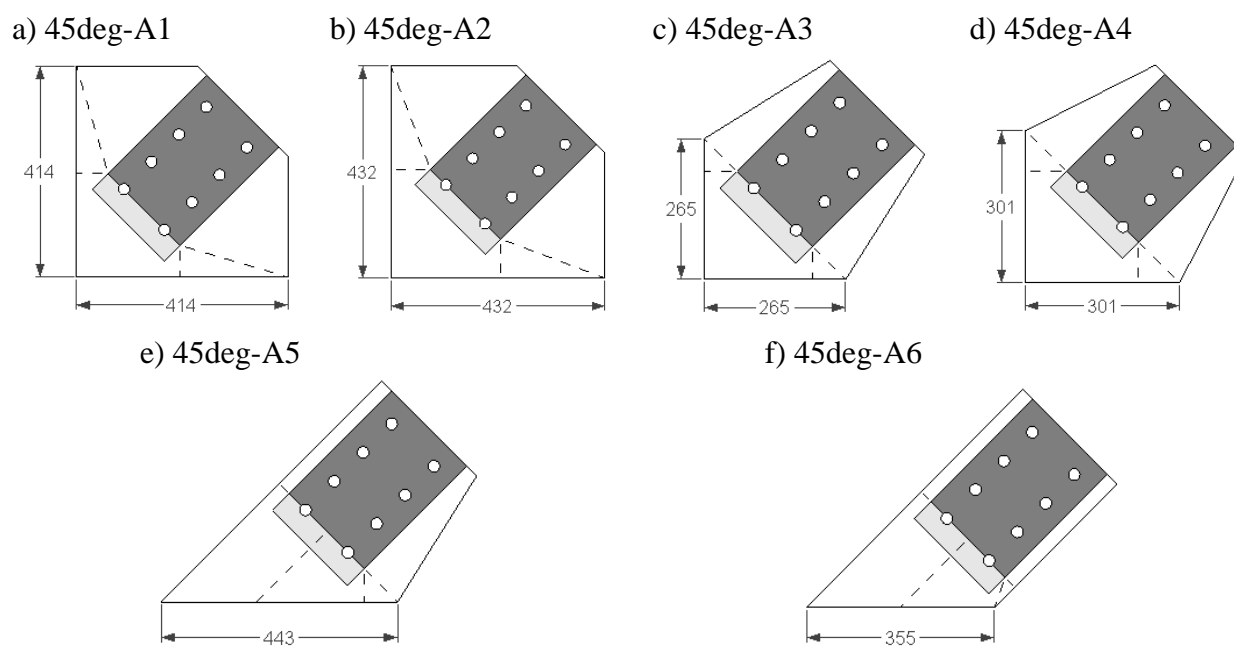


Figure 6-4: Géométries des goussets ayant un angle de 45°

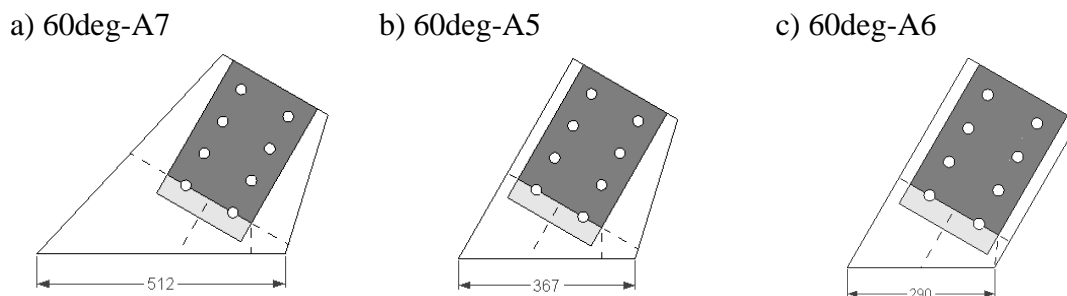


Figure 6-5: Géométries des goussets ayant un angle de 60°

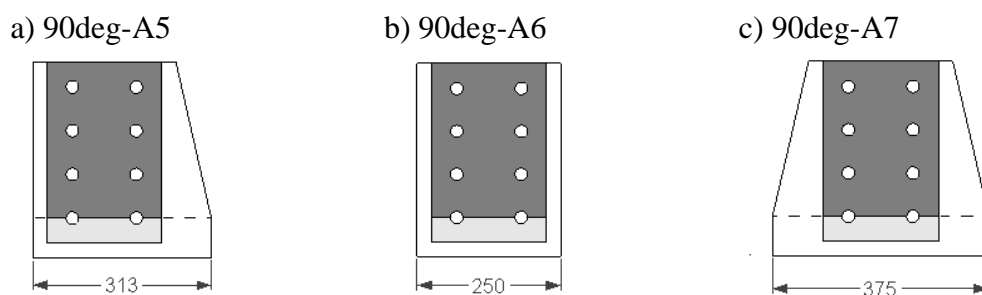


Figure 6-6: Géométries des goussets ayant un angle de 90°

6.2.1.2 Description des paramètres numériques

Les goussets et les plaques de transfert ont été modélisés à l'aide d'éléments finis de type plaques S4. Ces éléments ont été choisis car ils ont un comportement plus précis que les éléments plaques à intégration réduite S4R et aussi parce que le temps de calcul n'était pas un facteur très important.

Le matériau des goussets est un acier donc le comportement est de type élastique parfaitement plastique avec une limite élastique F_y de 300 MPa. Le module d'élasticité du gousset, E , est de 200 000 MPa. Tel que mentionné précédemment, tous les goussets modélisés ont une épaisseur constante de 25,4 mm. L'épaisseur de la plaque de transfert est la même que celle du gousset, soit 25,4 mm. Pour s'assurer que l'ensemble des déformations plastiques se produise au niveau du gousset, le matériau de la plaque de transfert est posé élastique et infiniment rigide.

Le chargement des goussets consiste à appliquer un déplacement en rotation de 0,1 rad au niveau de l'extrémité de la plaque de transfert. L'analyse considère les non-linéarités géométriques et celles des matériaux.

De plus, pour simplifier les analyses, les conditions de retenues du gousset le reliant à la poutre et/ou à la colonne sont des encastremements parfaits. Les propriétés des éléments adjacents, soit la poutre et la colonne, peuvent influencer la rigidité en rotation effective du gousset. Par contre cela n'est pas considéré dans cette étude.

6.2.1.3 Résultats

Cette section présente les résultats des analyses numériques concernant l'influence de la géométrie des goussets sur leur rigidité rotationnelle c_G et leur résistance en flexion M_{p-G} .

On présente en premier les zones de plastification des goussets pour observer la formation de la rotule plastique en fonction des différentes géométries. Ces observations appuient la méthode de calcul des rigidités rotationnelles effectives $c_{G(eff)}$ et des résistances nominales en flexion $M_{p-G(eff)}$ des goussets proposée à la section 6.2.1.4.

Ensuite, les rigidités rotationnelles $c_{(FE)}$ et les moments $M_{G(FE)}$ des modèles numériques sont comparés avec celles de la section 6.2.1.4 ($c_{G(eff)}$ et $M_{p-G(eff)}$).

6.2.1.3.1 Zones de plastification

Les Figure 6-7 à la Figure 6-10 présentent les lignes de plastification lors de l'apparition de la rotule plastique dans le gousset. Ces figures présentent les zones de plastification (zones grises en dehors des plaques de transfert) des goussets numériques ayant des angles de 30°, 45°, 60° et 90° respectivement.

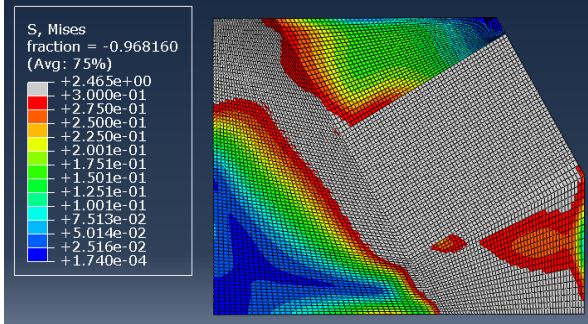
Ces lignes de plastification représentent la largeur efficace du gousset définissant la rigidité rotationnelle élastique $c_{G(FE)}$ et la résistance au moment plastique $M_{p-G(FE)}$. La résistance au moment plastique du gousset $M_{p-G(FE)}$ est atteinte lorsque ces zones sont plastifiées. La rigidité rotationnelle élastique $c_{G(FE)}$ n'est effective que lorsque le gousset est élastique.

En observant ces figures, on remarque que pour les géométries A1 et A2 des goussets de 30° et 45°, la ligne de plastification se développe principalement de façon perpendiculaire à la diagonale et que des bandes supplémentaires plastifient le long des soudures de la poutre et/ou de la colonne. Cela augmente la largeur effective du gousset $b_{G(eff)}$, augmentant du même coup sa rigidité rotationnelle $c_{G(FE)}$ et sa résistance au moment plastique $M_{p-G(FE)}$ comparativement aux autres géométries.

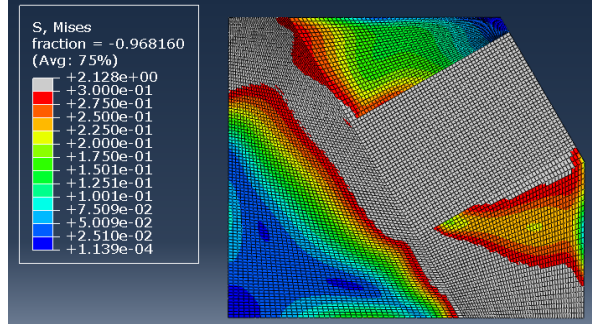
Pour l'ensemble des autres géométries A3, A4, A5, A6 et A7 des goussets de 30°, 45°, 60° et 90°, les zones de plastification se développent seulement sur une largeur perpendiculaire à la diagonale. Cette largeur effective est clairement définie et permet le calcul de la résistance au moment plastique du gousset $M_{p-G(eff)}$.

Pour l'ensemble des modèles numériques, à l'exception des goussets à 90°, la longueur de rotation L_r est la variable la moins bien définie. Cette variable permet le calcul de la rigidité rotationnelle élastique du gousset $c_{G(eff)}$. De ce fait, on propose à la section 6.2.1.4 une méthode permettant de déterminer une longueur de rotation effective $L_{r-G(eff)}$ permettant de prédire une valeur conservatrice de la rigidité rotationnelle élastique du gousset $c_{G(eff)}$. Les valeurs obtenues de cette méthode sont comparées à celles obtenues des modèles numériques.

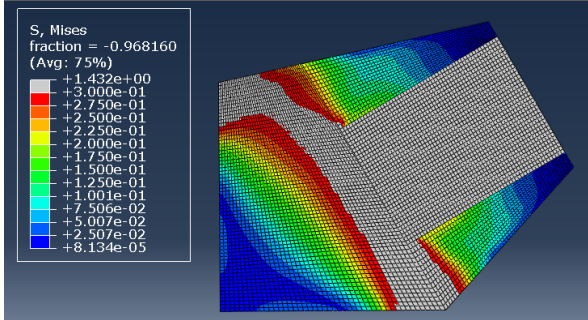
a) 30deg-A1



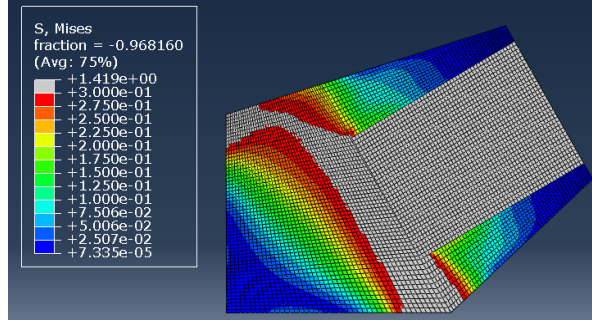
b) 30deg-A2



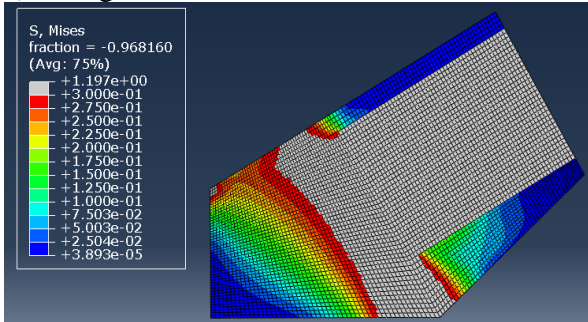
c) 30deg-A3



d) 30deg-A4



e) 30deg-A5



f) 30deg-A6

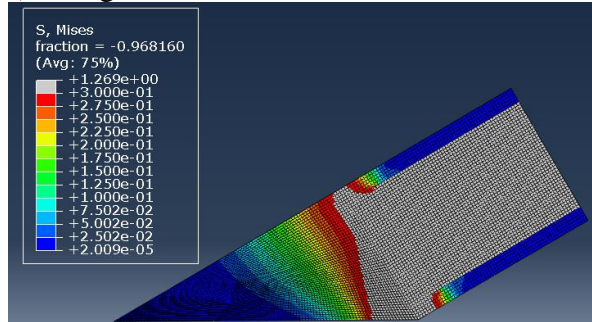
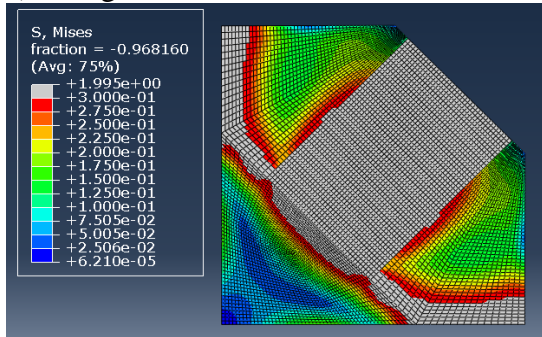
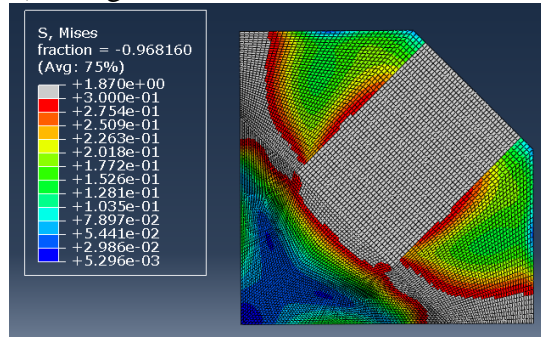


Figure 6-7: Zones de plastification des goussets ayant un angle de 30°

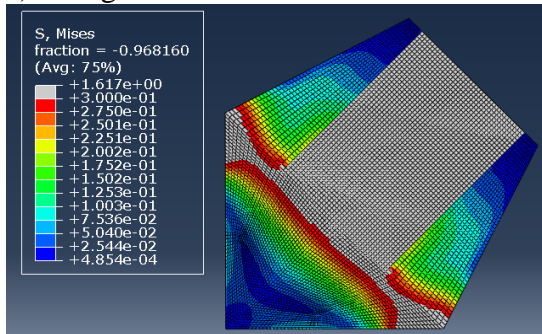
a) 45deg-A1



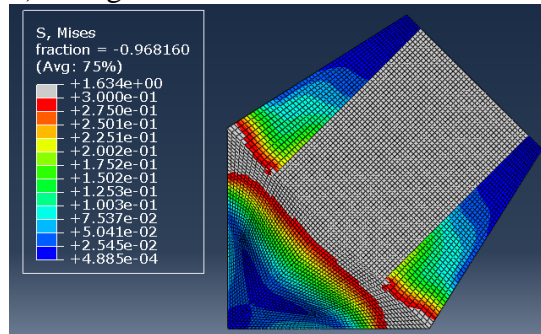
b) 45deg-A2



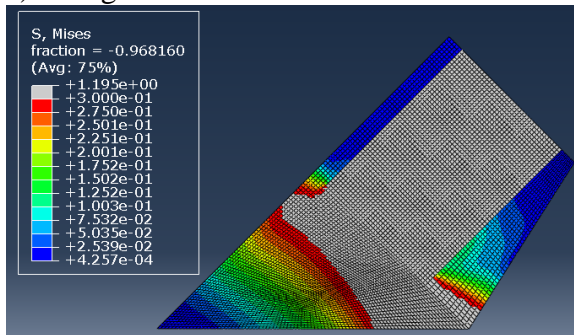
c) 45deg-A3



d) 45deg-A4



e) 45deg-A5



f) 45deg-A6

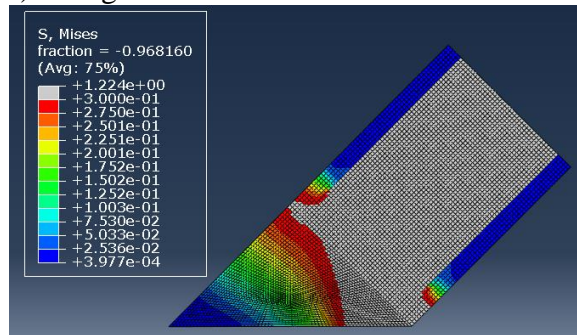
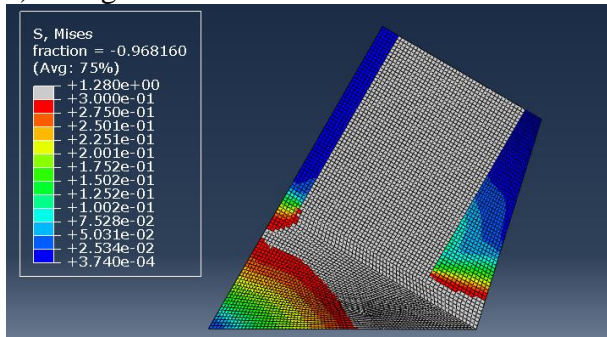
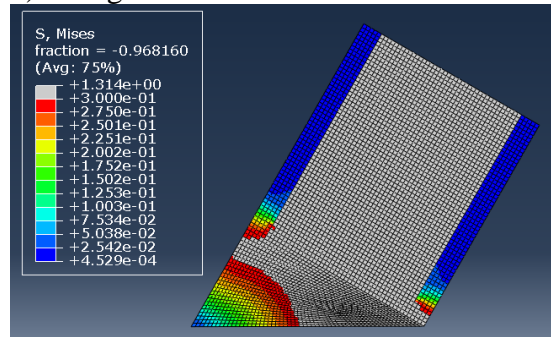


Figure 6-8: Zones de plastification des goussets ayant un angle de 45°

a) 60deg-A5



b) 60deg-A6



c) 60deg-A7

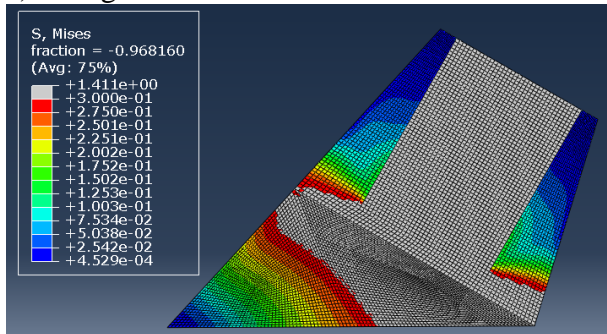
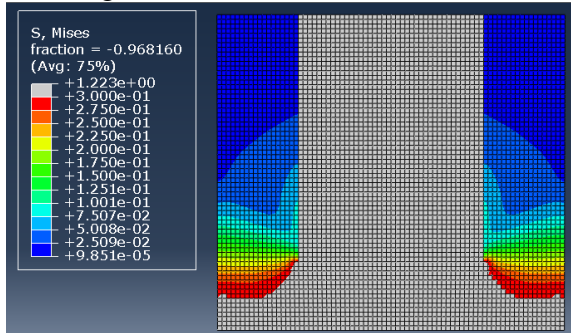
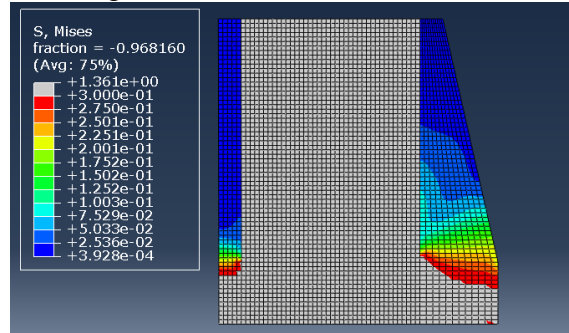


Figure 6-9: Zones de plastification des goussets ayant un angle de 60°

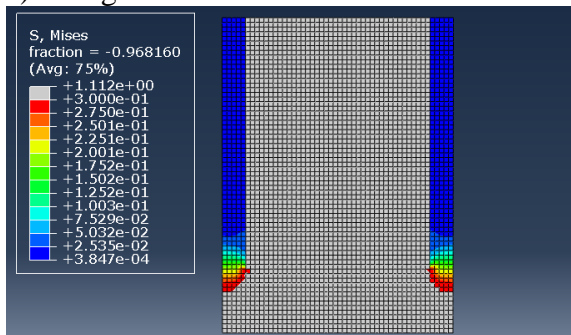
a) 90deg-Ref



b) 90deg-A5



c) 90deg-A6



d) 90deg-A7

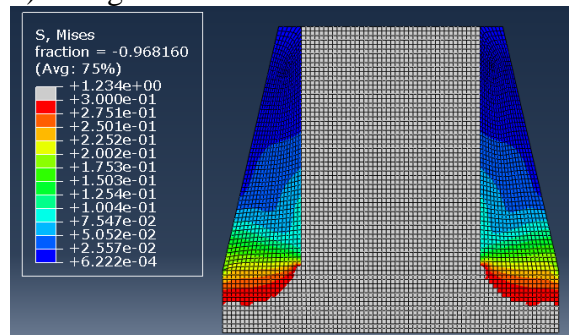


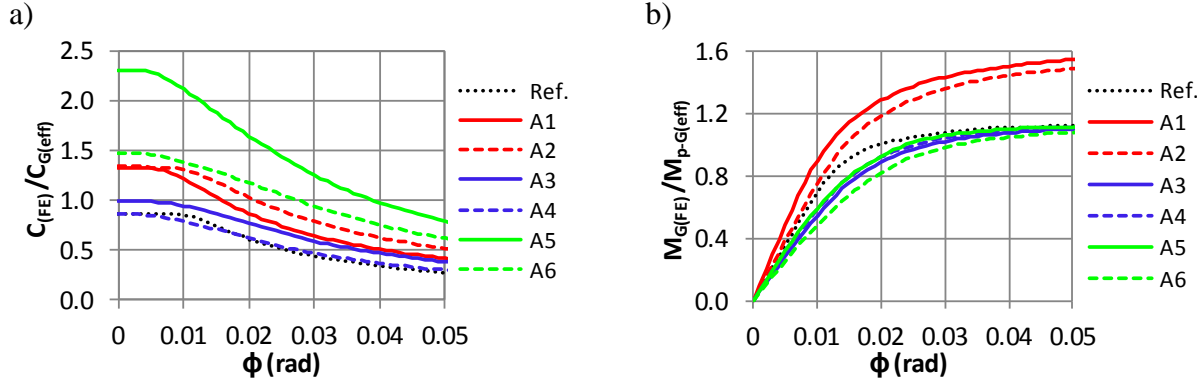
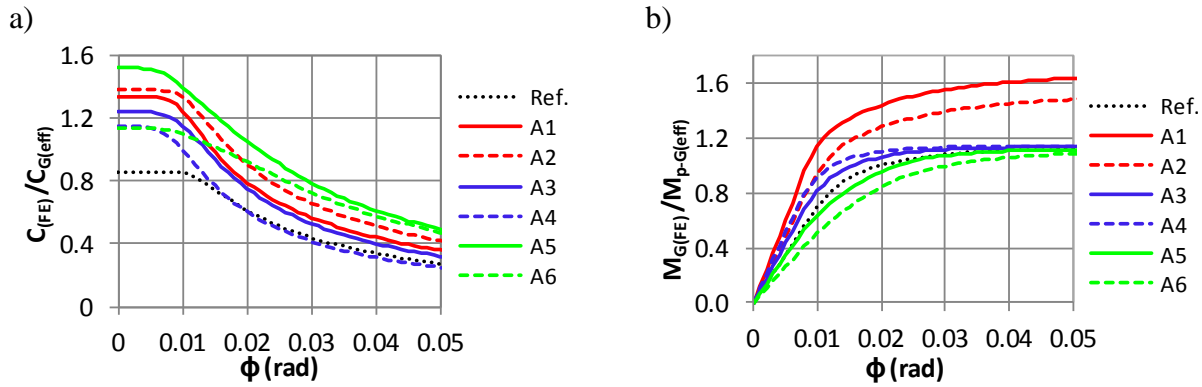
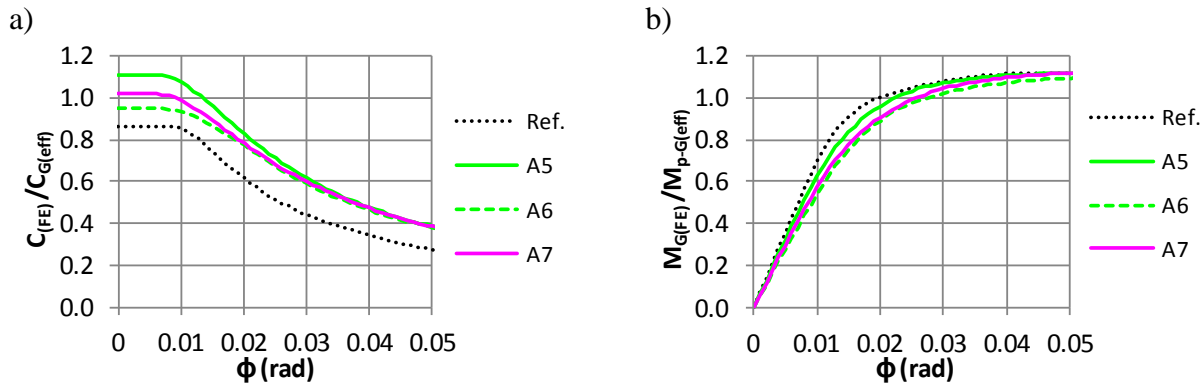
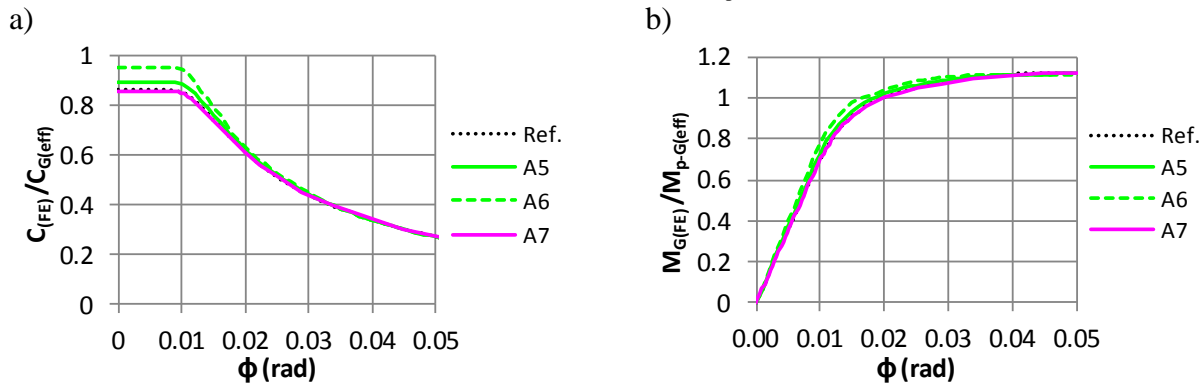
Figure 6-10: Zones de plastification des goussets ayant un angle de 90°

6.2.1.3.2 Rigidités et résistances en flexion des goussets

Cette section présente la rigidité rotationnelle $c_{G(FE)}$ et le moment plastique $M_{p-G(FE)}$ des goussets modélisés par éléments finis. Les figures suivantes (Figure 6-11 à Figure 6-14) comparent les rigidités rotationnelles $c_{(FE)}$ et le moment plastique des modèles numériques $M_{p-G(FE)}$ aux valeurs des mêmes paramètres obtenus par la méthode de calcul de la section 6.2.1.4 ($c_{G(eff)}$ et $M_{p-G(eff)}$).

La Figure 6-15 présente le résumé de la comparaison des rigidités et résistances obtenues par les analyses aux valeurs obtenues par la méthode de calcul de la section 6.2.1.4. Le fait que les rapports $c_{G(FE)}/c_{G(eff)}$ et $M_{p-G(FE)}/M_{p-G(eff)}$ étant supérieurs à 1,0 pour la majorité des géométries suggère que la méthode d'évaluation de la section 6.2.1.4 serait une méthode conservatrice.

La valeur des rapports $c_{G(FE)}/c_{G(eff)}$ se situe entre 0,85 et 2,31 et celles des rapports $M_{p-G(FE)}/M_{p-G(eff)}$ se situe entre 1,11 et 1,71. La différence entre ces valeurs indiquent que la méthode d'évaluation proposée à la section 6.2.1.4 est plus appropriée au calcul du moment plastique $M_{p-G(eff)}$ que pour l'évaluation des rigidités rotationnelles élastiques des goussets $c_{G(eff)}$.

Figure 6-11: Goussets à 30°; a) $c_{(FE)}/c_{G(eff)}$; b) $M_{G(FE)}/M_{p-G(eff)}$ Figure 6-12: Goussets à 45°; a) $c_{(FE)}/c_{G(eff)}$; b) $M_{G(FE)}/M_{p-G(eff)}$ Figure 6-13: Goussets à 60°; a) $c_{(FE)}/c_{G(eff)}$; b) $M_{G(FE)}/M_{p-G(eff)}$ Figure 6-14: Goussets à 90°; a) $c_{(FE)}/c_{G(eff)}$; b) $M_{G(FE)}/M_{p-G(eff)}$

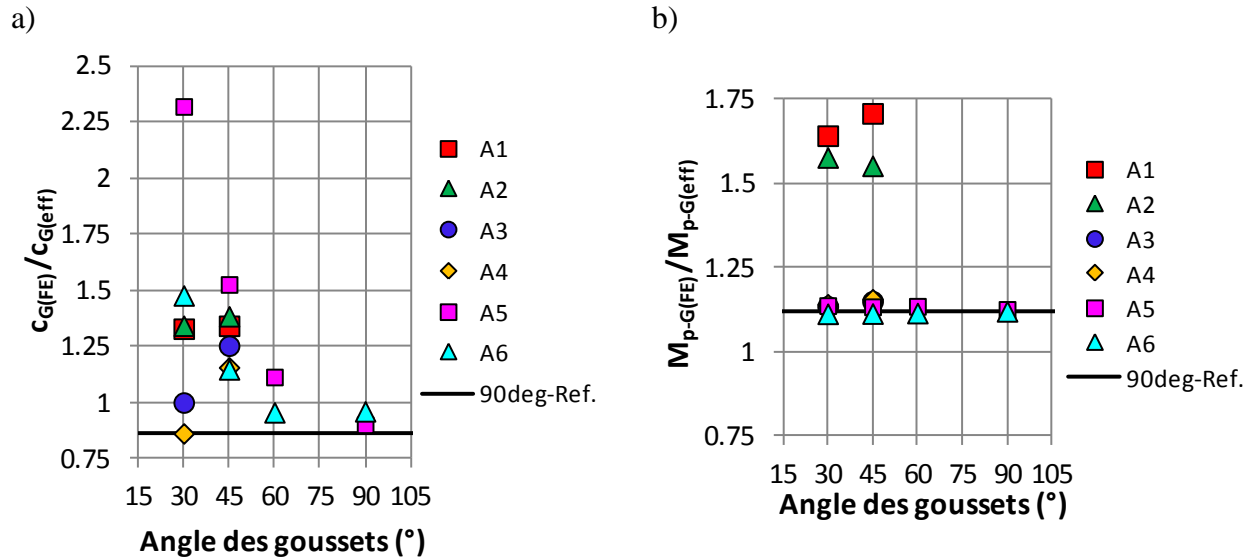


Figure 6-15: Résumé comparatif des modèles numériques et de la méthode d'évaluation de la section 6.2.1.4 ; a) Rapports $c_{G(FE)}/c_{G(eff)}$; b) Rapports $M_{p-G(FE)}/M_{p-G(eff)}$

6.2.1.4 Méthode d'évaluation de la rigidité et de la résistance des goussets d'assemblages

Les figures suivantes (Figure 6-16 et Figure 6-17) présentent les lignes de plastification lors de l'apparition des rotules plastiques $b_{G(eff)}$ et les longueurs L_{T-1} et L_{T-2} . Ces dimensions sont différentes lorsque les goussets sont supportés par la poutre et la colonne et lorsque le gousset n'est retenu que par un seul côté.

La ligne de plastification $b_{G(Eff)}$ est déterminée selon la méthode proposée par le guide du SCI-BCSA (2014). Si le prolongement de l'extrémité de la plaque de transfert croise la colonne ou la poutre, tel qu'illustré aux Figure 6-16a et b et à la Figure 6-17a par la flèche *Intersection*, la ligne de plastification $b_{G(eff)}$ va du coin de la plaque de transfert jusqu'à la fin du gousset. Lorsque le prolongement de l'extrémité de la plaque de transfert ne croise pas la colonne ou la poutre, tel qu'illustré à la Figure 6-16b, la Figure 6-17a et la Figure 6-17b, la ligne de plastification $b_{G(eff)}$ se prolonge parallèlement à l'extrémité de la plaque de transfert.

Les longueurs L_{T-1} et L_{T-2} sont déterminées par la distance la plus courte entre les extrémités de la plaque de transfert et les poutres et colonnes adjacentes, tel que présenté à la Figure 6-16 et à la Figure 6-17. Les longueurs L_{T-1} et L_{T-2} permettent de déterminer la longueur effective de rotation du gousset $L_{T-G(eff)}$ selon les équations [6-2] et [6-3]. Cette longueur $L_{T-G(eff)}$ permet de déterminer la rigidité rotationnelle effective $c_{G(eff)}$.

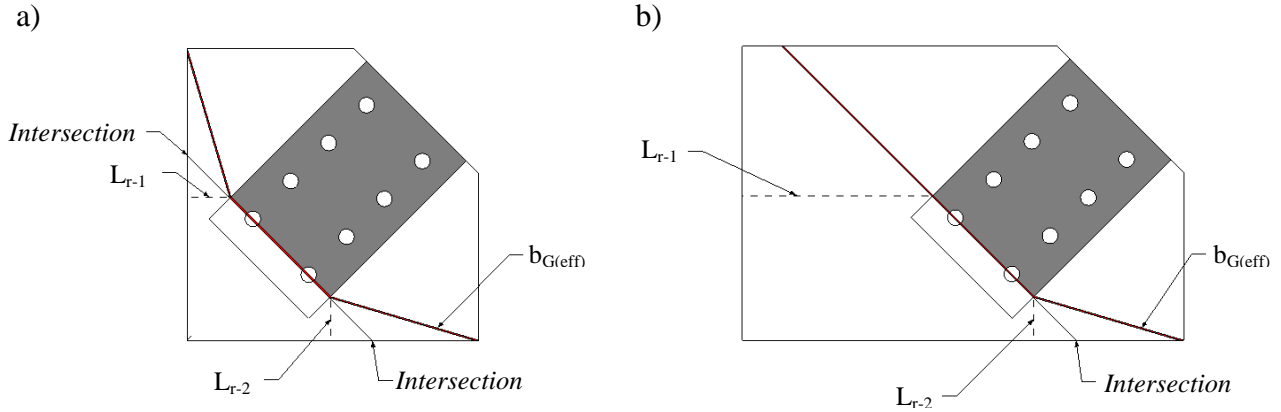


Figure 6-16: Dimensions L_{r-1} , L_{r-2} et $b_{G(eff)}$ pour les goussets supportés par la poutre et la colonne

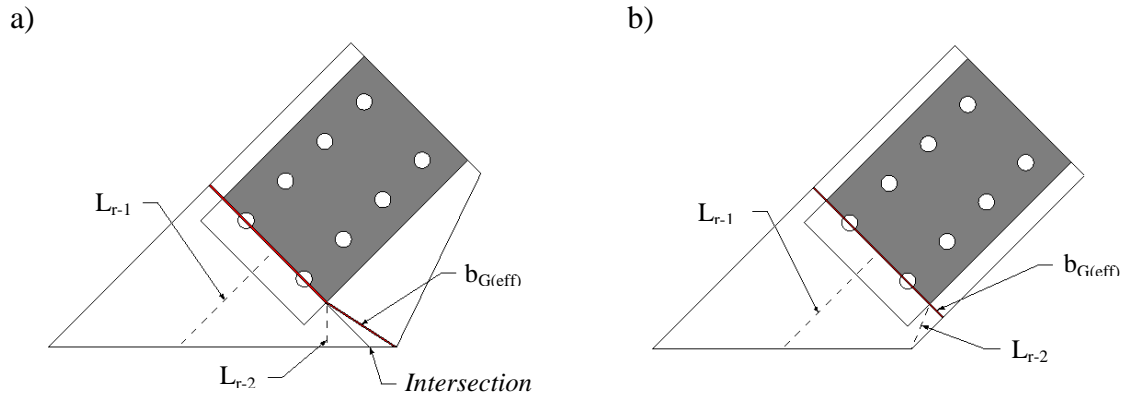


Figure 6-17: Dimensions L_{r-1} , L_{r-2} et $b_{G(eff)}$ pour les goussets supportés par la poutre ou la colonne

La longueur effective $L_{r-G(eff)}$ pour des goussets supportés par la poutre et la colonne est déterminée par :

$$L_{r-G(eff)} = \min\{L_{r-1}; L_{r-2}\} \quad [6-2]$$

La longueur effective $L_{r-G(eff)}$ pour des goussets supportés par la poutre ou la colonne seulement est donnée par :

$$L_{r-G(eff)} = \frac{L_{r-1} + L_{r-2}}{2} \quad [6-3]$$

Les propriétés du gousset, soient la rigidité rotationnelle effective $c_{G(eff)}$ et la résistance nominale en flexion effective $M_{p-G(eff)}$, sont calculées à partir de la ligne de plastification $b_{G(eff)}$ et de la longueur de rotation effective $L_{r-G(eff)}$.

Les équations [6-4] et [6-5] permettent de calculer le module de section plastique $Z_{G(eff)}$ et le moment plastique nominal $M_{p-G(eff)}$ considérant l'influence de la géométrie du gousset :

$$Z_{G(eff)} = \frac{b_{G(eff)} t_G^2}{4} \quad [6-4]$$

$$M_{p-G(eff)} = Z_{G(eff)} F_y \quad [6-5]$$

Les équations [6-6] et [6-7] donne la valeur du module de section élastique $S_{G(eff)}$ et le moment élastique nominal $M_{y-G(eff)}$.

$$S_{G(eff)} = \frac{b_{G(eff)} t_G^2}{6} \quad [6-6]$$

$$M_{y-G(eff)} = S_{G(eff)} F_y \quad [6-7]$$

La rigidité rotationnelle effective $c_{G(eff)}$ est présentée à l'équation [6-9]. Elle est calculée à partir de du moment d'inertie effectif du gousset $I_{G(eff)}$:

$$I_{G(eff)} = \frac{b_{G(eff)} t_G^3}{12} \quad [6-8]$$

$$c_{G(eff)} = \frac{EI_{G(eff)}}{L_{r-G(eff)}} \quad [6-9]$$

La méthode décrite dans cette section permet l'évaluation approximative de la rigidité rotationnelle élastique $c_{G(eff)}$ et des résistances en flexion $M_{p-G(eff)}$ et $M_{y-G(eff)}$. Tel que mentionné précédemment, les valeurs $c_{G(eff)}$ et $M_{p-G(eff)}$ ne représentent pas toujours les résultats obtenus des modèles numériques décrits à la section 6.2.1.3. Dans la majorité des cas, la méthode de calcul propose des valeurs conservatrices pour les rigidités $c_{G(eff)}$ et les résistances $M_{p-G(eff)}$ et $M_{y-G(eff)}$. De ce fait, il est important de faire un usage prudent de cette méthode de calcul.

6.2.2 Critères de conception des goussets d'assemblage

Selon les résultats obtenus de l'étude paramétrique de la section 4.4 et l'étude paramétrique d'optimisation des goussets de la section 4.5, des critères sont proposés pour la conception des goussets d'assemblage.

En respectant ces critères de conception, le comportement attendu de l'ensemble D-A est le suivant :

- Un flambement élastique ou inélastique de la diagonale;
- La formation de deux rotules plastiques au niveau des plaques de transfert; et
- Un comportement principalement élastique des goussets jusqu'au flambement de la diagonale.

Trois vérifications sont proposées pour la conception des goussets des assemblages excentrés en cisaillement simple. Les vérifications proposées considèrent la présence de fusibles ductiles ainsi que l'orientation des défauts de rectitudes.

Les deux premières vérifications sont basées sur les résultats du Chapitre 4. Premièrement, des critères de sont proposés pour le rapport de rigidité c_G/c_{PL} minimum permettant d'assurer la formation des rotules plastiques au niveau des plaques de transfert. Deuxièmement, des critères sont proposés pour le rapport des résistances en flexion $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ requis pour assurer le comportement élastique du gousset. Troisièmement, on propose d'effectuer la vérification de la résistance au mécanisme à trois rotules plastiques (Mode de rupture B) selon la méthode de Khoo et al. (2010).

Il est important de spécifier que les critères de conception qui sont proposés ici représentent des limites conservatrices pour les modèles numériques étudiés. De ce fait, il est recommandé d'effectuer des analyses supplémentaires considérant des géométries de goussets plus réalistes et, ainsi, raffiner les critères de conception proposés.

Les critères de conception proposés supposent que les extrémités des goussets sont parfaitement encastées aux poutres et/ou colonnes adjacentes. Par conséquent, dans ce mémoire, on ne donne aucune directive pour la conception de l'assemblage reliant le gousset à la poutre et/ou la

colonne. De ce fait, il est important de considérer que le gousset peut imposer d'importants efforts de flexion et que ses assemblages devront être suffisamment résistants.

En plus des critères de conception proposés, il est nécessaire d'effectuer la conception du gousset pour la charge de traction T_u ou T_{u-F} développée par la diagonale. Il est aussi nécessaire de laisser un espace libre égal à deux fois l'épaisseur de la plaque de transfert $2t_{PL}$ entre la fin du profilé tubulaire et l'extrémité de la diagonale pour permettre la rotation plastique.

6.2.2.1 Rigidité rotationnelle des goussets c_G/c_{PL}

Les critères de rigidité rotationnelle des goussets c_G/c_{PL} ont été déterminés à l'aide des résultats de l'étude paramétrique de la section 4.4 et de l'étude paramétrique d'optimisation des goussets de la section 4.5.

La Figure 6-18 présente les rapports c_G/c_{PL} de l'ensemble des modèles ayant subi un mode de rupture A. Ce mode de rupture est caractérisé par le flambement de la diagonale avec l'apparition des rotules plastiques dans les plaques de transfert, alors que le gousset a conservé un comportement essentiellement élastique. Dans cette figure, les rapports c_G/c_{PL} des modèles numériques ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$ sont représentés par les symboles en forme de losanges (\diamond) alors que ceux ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$ sont représentés par les symboles en forme de cercles (\circ).

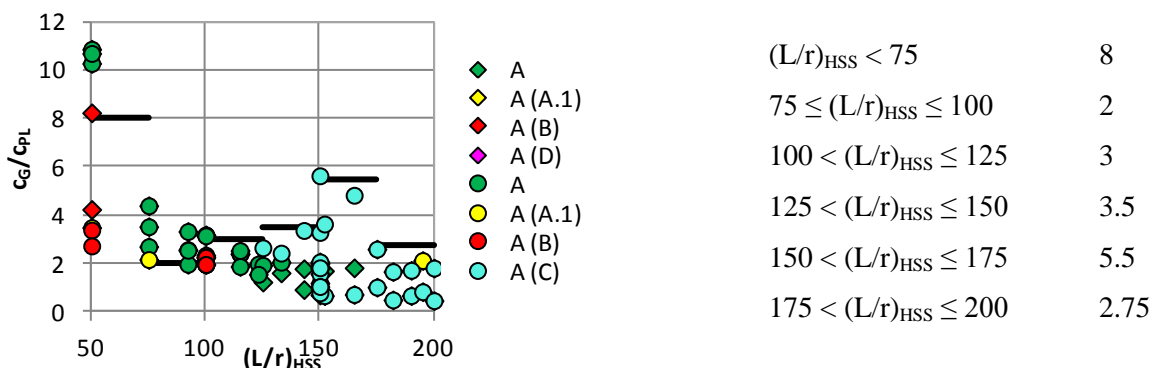
Les modèles numériques de l'étude paramétrique de la section 4.4 ayant présenté le mode de rupture adéquat (mode de rupture A) sont de couleur verte et sont identifiés par la lettre « A ». Ces modèles numériques ont présenté un comportement adéquat avec une conception des goussets non optimisée. De ce fait, les rapports c_G/c_{PL} de ces modèles numériques ne sont considérés dans l'élaboration des critères que si aucun modèle numérique équivalent optimisé n'a été réalisé dans l'étude paramétrique d'optimisation des goussets de la section 4.5.

Les goussets optimisés de l'étude paramétrique de la section 4.5 sont identifiés dans la Figure 6-18 par le mode de rupture (A.1, B, C ou D) qu'ils avaient subi dans l'étude paramétrique de la section 4.4. Les caractéristiques optimisées des goussets obtenues dans l'étude paramétrique de la section 4.5 sont ainsi les caractéristiques les plus pertinentes pour la conception.

En résumé, les critères c_G/c_{PL} , de même que les critères de résistance en flexion $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ de la section 6.2.2.2 suivante, ont été déterminés en respectant ces principes :

1. Pour des intervalles d'élancement donnés $(L/r)_{HSS} = \pm 25$, le critère de conception proposé est déterminé par le rapport c_G/c_{PL} ou $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ le plus élevé parmi les modèles numériques de l'étude paramétrique d'optimisation des goussets de la section 4.5.
2. Si, pour un intervalle d'élancement $(L/r)_{HSS}$ donné, aucun rapport c_G/c_{PL} ou $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ ne provient des modèles numériques optimisés de l'étude paramétrique de la section 4.5, le critère de conception proposé est déterminé par le rapport c_G/c_{PL} ou $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ le plus petit des modèles numériques de l'étude paramétrique de la section 4.4.

a) Diagonales sans fusible (NF)



b) Diagonales avec fusible (F)

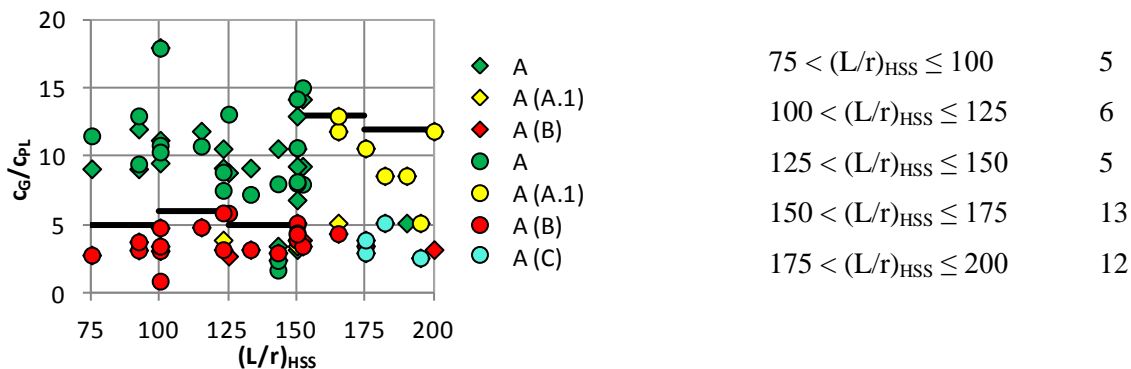


Figure 6-18: Critères de rigidité c_G/c_{PL} proposés pour la conception des goussets d'assemblage ; a) Diagonales sans fusible (NF) ; b) Diagonales avec fusible (F) *Note : les valeurs pour un défaut de rectitude négatif sont représentées par des losanges (\diamond) alors que les valeurs pour un défaut de rectitude positif sont représentés par des cercles (\circ).*

L'évaluation de la rigidité rotationnelle effective du gousset $c_{G(eff)}$ s'effectue à l'aide des équations [6-8] et [6-9] de la section 6.2.1.4.

6.2.2.2 Résistance des goussets

Comme dans le cas des critères de rigidité c_G/c_{PL} , les critères de résistance $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ proposés proviennent des caractéristiques des goussets ayant subi le mode de rupture A dans les études paramétriques des sections 4.4 et 4.5. En proposant un critère de résistance considérant le moment d'excentricité $M_{y-G-axial}/M_{exc}$, la valeur de l'excentricité est prise en compte dans la conception. De ce fait, les critères de conception permettent d'ajuster la résistance du gousset pour considérer les effets P- δ .

La Figure 6-19 présente les critères pour le rapport de résistance en flexion $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ proposés pour la conception des goussets d'assemblages. La valeur des critères a été déterminée selon les principes énoncés précédemment dans la section 6.2.2.1. Tel que mentionné précédemment, le moment résistant du gousset doit être fonction du moment d'excentricité M_{exc} créé lors de l'atteinte de la résistance probable ajustée en compression de la diagonale C_u^* .

Le moment résistant élastique $M_{y-G-axial(eff)}$ requis pour la conception des goussets tient compte de la résistance probable en compression ajustée de la diagonale C_u^* . L'équation [6-10] présente le moment résistant élastique issu d'une équation d'interaction pour un système poutre-colonne.

$$M_{y-G-axial(eff)} = \left(1 - \frac{C_u^*}{C_{r-G}}\right) \phi S_{G(eff)} F_y \quad [6-10]$$

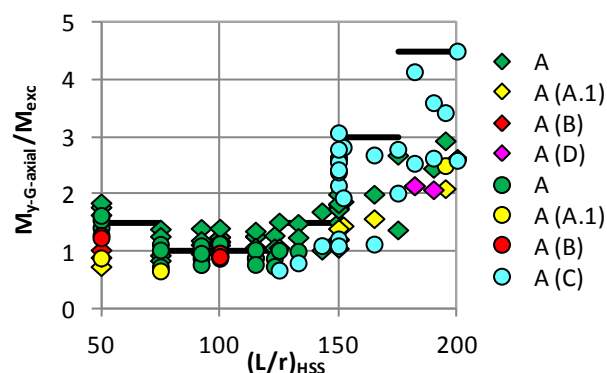
La résistance probable ajustée en compression C_u^* provient de l'équation [5-13] décrite à la section 5.4. Le module de section élastique efficace $S_{G(eff)}$ est déterminé selon la méthode d'évaluation de la résistance présentée à la section 6.2.1.4.

La résistance en compression du gousset C_{r-G} est déterminée à l'aide des équations [B-21] et [B-22]. L'aire du gousset A_G est déterminée selon la méthode de la largeur de Whitmore L_{Whit} . La longueur L_b est la longueur moyenne L_m présentée dans la revue de la littérature du Chapitre 2. Le coefficient de pondération ϕ est égal à 0,9 et la limite élastique F_y est celle du matériau du gousset.

Le moment d'excentricité M_{exc} est déterminé à partir de l'équation [6-11] considérant la résistance probable en compression C_u^* de la diagonale et l'excentricité e_{PL} .

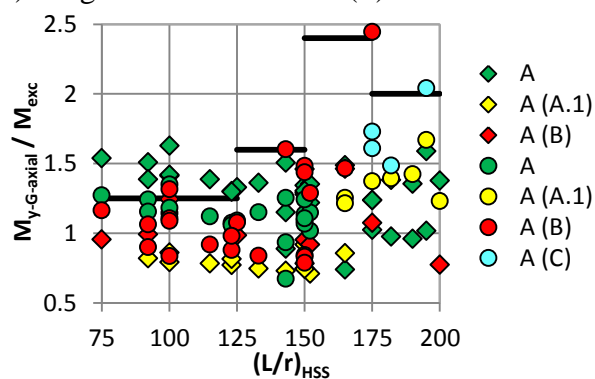
$$M_{exc} = C_u^* \cdot e_{PL} \quad [6-11]$$

a) Diagonales sans fusible (NF)



$50 < (L/r)_{HSS} \leq 75$	1.5
$75 < (L/r)_{HSS} \leq 100$	1
$100 < (L/r)_{HSS} \leq 125$	1
$125 < (L/r)_{HSS} \leq 150$	1.5
$150 < (L/r)_{HSS} \leq 175$	3
$175 < (L/r)_{HSS} \leq 200$	4.5

b) Diagonales avec fusible (F)



$75 < (L/r)_{HSS} \leq 100$	1.25
$100 < (L/r)_{HSS} \leq 125$	1.25
$125 < (L/r)_{HSS} \leq 150$	1.6
$150 < (L/r)_{HSS} \leq 175$	2.4
$175 < (L/r)_{HSS} \leq 200$	2

Figure 6-19: Critères de résistance en flexion $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ proposés pour la conception des goussets d'assemblage ; a) Diagonales sans fusible (NF) ; b) Diagonales avec fusible (F) *Note : les valeurs pour un défaut de rectitude négatif sont représentées par des losanges (\diamond) alors que les valeurs pour un défaut de rectitude positif sont représentés par des cercles (\circ).*

6.2.2.3 Mécanisme à 3 rotules

Le mécanisme d'instabilité à 3 rotules est un mode de rupture important qui doit être évité. De ce fait, il est pertinent d'évaluer la résistance de l'assemblage selon la méthode proposée par Khoo et al. (2010) présentée aux sections 2.4.2.2.2 et 4.4.4.1. La résistance en flexion du gousset $M_{p-G(eff)}$ est définie à l'équation [6-5] et elle doit être pondérée par un facteur ϕ de 0,9.

6.3 Conclusions

Des critères de dimensionnement ont été proposés pour la conception des plaques de transfert et des goussets des assemblages. Ces critères sont basés sur les méthodes définies dans la littérature et sur les résultats obtenus des études paramétriques du Chapitre 4. Selon ces analyses numériques, les assemblages conçus avec ces critères de conception devraient assurer le flambement de la diagonale et l'apparition des rotules plastiques dans les plaques de transfert (mode de rupture A).

Les vérifications proposées pour la conception des plaques de transfert concernent le flambement et les modes d'instabilité. Pour les goussets, trois vérifications sont proposées pour la conception, soient des critères de rigidité rotationnelle c_G/c_{PL} et de résistance $M_{y-G-axial}/M_{exc}$ et une vérification du mode d'instabilité à 3 rotules plastiques.

La géométrie réelle des goussets influence la rigidité rotationnelle effective $c_{G(eff)}$ et le moment résistant $M_{p-G(eff)}$ et $M_{y-G(eff)}$. À partir des résultats des analyses numériques des goussets réalisées à l'aide du logiciel Abaqus, une méthode a été proposée pour évaluer la rigidité effective $c_{G(eff)}$ et les résistances $M_{p-G(eff)}$ et $M_{y-G(eff)}$ en considérant différentes géométries des goussets. Cette méthode doit être utilisée avec prudence, car l'étude de la géométrie des goussets qui a été réalisée dans ce projet est limitée.

CHAPITRE 7 VALIDATION DE LA CONCEPTION DE LA DIAGONALE DE CONTREVENTEMENT ET DES ASSEMBLAGES

7.1 Introduction

Ce chapitre a pour objectif de valider les critères proposés pour évaluer la résistance en compression d'un ensemble D-A à l'aide d'une analyse détaillée par éléments finis. La géométrie des goussets est basée sur une structure utilisée dans la pratique, ce qui conduit à une géométrie plus complexe que celles considérées dans les études paramétriques du Chapitre 4. Ce chapitre contient la méthodologie, les propriétés des modèles numériques et les résultats de la validation.

7.2 Méthodologie

La validation est effectuée pour une diagonale comprenant un fusible ductile en acier. Les efforts sismiques et les dimensions géométriques du SRFL utilisé pour l'élaboration des modèles numériques ont été inspirés d'une structure réelle.

Deux assemblages ont été considérés pour cette validation. Dans le premier assemblage, la diagonale est soudée directement au gousset de l'assemblage. Il n'y a pas de plaque de transfert et le gousset est centré sur la diagonale. L'assemblage ne comporte donc pas d'excentricité. L'assemblage a été conçu selon les vérifications applicables présentées à l'Annexe B. Le second assemblage est un assemblage boulonné en cisaillement simple avec une excentricité. Il a été dimensionné selon les critères proposés au Chapitre 6 et à l'Annexe B. La résistance en compression de la diagonale a été déterminée selon le modèle analytique de la section 5.2 et selon l'équation de la résistance en compression simplifiée proposée à la section 5.3.

Dans les modèles d'analyse par éléments finis, on a supposé deux valeurs pour la limite élastique pour la diagonale : valeur nominale $F_{y-HSS} = 345$ MPa et valeur probable $R_y F_y = 460$ MPa. On a aussi considéré deux cas pour le défaut de rectitude de la diagonale : défaut négatif et défaut positif. La limite élastique F_y des plaques de transfert et des goussets a été fixée égale à 300 MPa pour tous les cas.

7.3 Propriétés des modèles

7.3.1.1 Caractéristiques

L'effort axial sismique C_f et T_f utilisé pour la conception des diagonales est de 165 kN en compression et en traction en raison de la présence d'un fusible ductile en acier. Cet effort sismique a été obtenu de l'application des règles de conception parasismique du CNBC (CNRC, 2010) pour la structure étudiée.

La longueur complète de la diagonale incluant les goussets est de 6 020 mm tel qu'illustré à la Figure 7-2 a).

Le Tableau 7-1 présente les caractéristiques utiles pour la modélisation et la conception de l'ensemble D-A.

Tableau 7-1: Caractéristiques des diagonales et des assemblages

HSS 102x102x6.4		Gousset centré	Assemblage boulonné
d_{HSS}	(mm)	101.6	101.6
$t_{HSS-des}$	(mm)	5.72	5.72
A_{HSS}	(mm ²)	2110	2110
r_{HSS}	(mm)	38.7	38.7
I_{HSS}	(mm ⁴)	3 160 000	3 160 000
F_{v-HSS}	(MPa)	345	345
$R_v F_v$	(MPa)	460	460
L_{HSS}	(mm)	5420	5200
L_{HSS}/r_{HSS}		140.1	134.4
$(EI/L)_{HSS}$	(kN·mm)/rad	116 605	121 538
C_r	(kN)	167.6	179.6
C_n	(kN)	186.3	199.6
$C_u = T_{u-F}$	(kN)	232.5	250.1
C_u^*	(kN)	-	250.1
$C_{r-ass.exc.}$	(kN)	-	146.3
$C_{n-Analyt.}$	(kN)	-	168
$C_{r-Analyt.}$	(kN)	-	149.7
Détails d'assemblage			
t_{PL}	(mm)	-	9.5
b_{PL}	(mm)		152
e_{PL}	(mm)	-	17.45
$e(d_{HSS}/2)/r^2$		-	0.592
c_{PL}	(kN·mm)/rad	-	114 317
F_{v-PL}	(MPa)	-	300
Z_{PL}	(mm ³)	-	3430
M_{p-PL}	(kN·mm)	-	1029
n_b		-	4
d_b	(mm)	-	19.1
g_b	(mm)	-	76
p_b	(mm)	-	76
E_{b-PL}	(mm)	-	38
E_{t-b}	(mm)	-	38
L_w	(mm)	141	102
Gousset			
t_G	(mm)	9.5	25.4
$b_{G(eff)}$	(mm)	395	351
$L_{r-G(eff)}$	(mm)	-	142.4
$I_{G(eff)}$	(mm ⁴)	-	479 595
c_G	(kN·mm)/rad	-	673 588
F_{v-G}	(MPa)	300	300
$S_{G(eff)}$	(mm ³)	-	37 763
$M_{y-G-axial}$	(kN·mm)	-	7 733
$Z_{G(eff)}$	(mm ³)	-	56 645
$M_{p-G(eff)}$	(kN·mm)	-	16 993
M_{exc}	(kN·mm)	-	4 364
E_{b-G}	(mm)	-	38

7.3.2 Détails de la conception

Les étapes de conception des diagonales et de leurs assemblages sont présentées dans cette section. Les détails concernant la conception de la diagonale ayant un gousset centré et de la diagonale ayant un assemblage boulonné en cisaillement simple sont présentés. Il est à noter que la conception des assemblages reliant le gousset à la poutre et la colonne n'est pas évaluée. La conception demeure adéquate considérant le fait que les dimensions du gousset sont tirées d'une structure réelle.

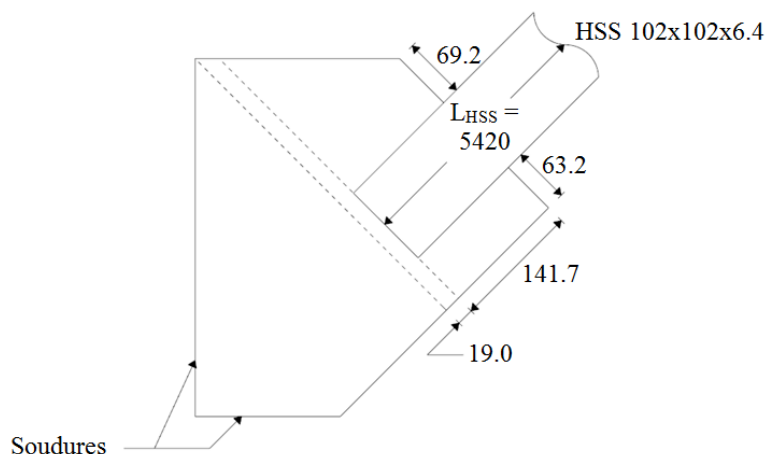
7.3.2.1 Conception de la diagonale avec gousset d'extrémité seulement

Dans un premier temps, le dimensionnement de la diagonale ayant un gousset centré a été effectué. En considérant les extrémités de la diagonale en tant que rotules, on a choisi un profilé HSS 102x102x6.4. Cette section satisfait les exigences concernant l'élancement maximal KL/r (CSA S16 art. 27.5.3.1), le ratio b_e/t (CSA S16 art. 27.5.3.2), les résistances en compression (CSA S16 art. 13.3.1) et en traction (CSA S16 art. 13.2). La résistance en compression C_r de la diagonale est de 167,6 kN ($C_n = 186,3$ kN), ce qui est légèrement supérieur à l'effort sismique C_f de 165 kN. Pour ces calculs, la longueur de la diagonale L_{HSS} est de 5420 mm, tel que présenté à la Figure 7-1a.

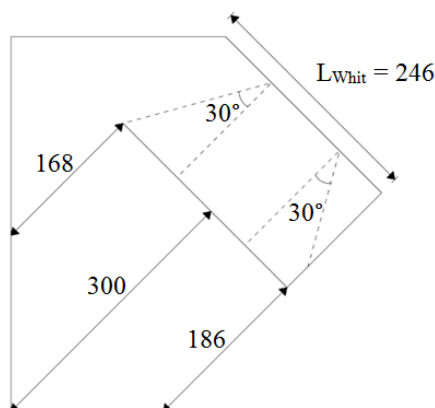
Les assemblages ont ensuite été dimensionnés en fonction de la capacité de la diagonale en compression C_u (S16-09 art. 27.5.3.4) et de la capacité en traction du fusible T_{u-F} . La Figure 7-1 présente les dimensions de la diagonale et de l'assemblage.

La résistance en compression du gousset C_{r-G} a été calculée à l'aide de l'équation [B-21] où $K = 1.2$, $L_b = L_m = 128$ mm et l'aire A est calculée avec la largeur de Whitmore L_{Whit} ($= 246$ mm sur la Figure 7-1b). Toutes les vérifications applicables présentées à l'Annexe B ont été effectuées pour la résistance de l'assemblage. De plus, pour assurer le développement des rotules plastiques dans les assemblages, tel que prescrit par l'article 27.5.4.3 CSA S16, une largeur libre égale à deux fois l'épaisseur du gousset ($2t_G = 19.0$ mm) a été imposée à la fin du profilé tubulaire, tel que présenté à la Figure 7-1a.

a)



b)



c)

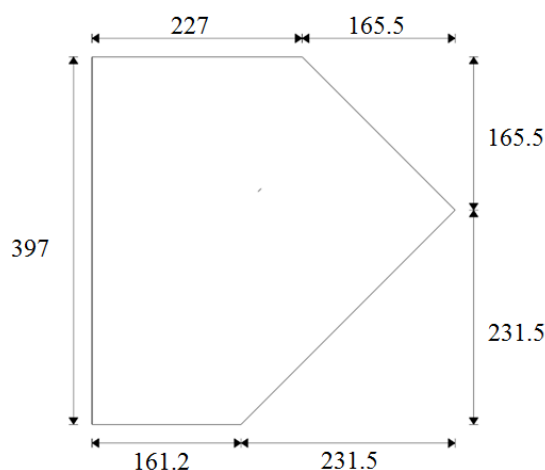


Figure 7-1: Caractéristiques du gousset de l'assemblage soudé et centré (mm) : a) Dimensions de la diagonale et du gousset, b) Dimensions L_{Whit} et L_1 , L_2 , L_3 ; c) Dimensions du gousset

7.3.2.2 Conception de la diagonale ayant des assemblages boulonnés en cisaillement simple

La conception des assemblages a été vérifiée avec les charges axiales de compression C_u^* et de traction $T_{u-F} = C_u$. La résistance probable C_u^* a été calculée avec l'équation [5-13] et un facteur f de 1,0 tel que décrit au Tableau 5-7 pour un élancement $(L/r)_{HSS}$ de 134,4.

Premièrement, la plaque de transfert a été conçue selon les critères de conception énoncés à la section 6.1. L'épaisseur de la plaque de transfert est de 9,5 mm et ses dimensions sont présentées à la Figure 7-2b). Pour assurer la rotation inélastique ductile dans la plaque de transfert, une

longueur libre égale à deux fois l'épaisseur de la plaque de transfert ($2t_{PL} = 19 \text{ mm}$) a été laissée entre la fin du profilé tubulaire et le début du gousset (Figure 7-2a).

Tel qu'énoncé précédemment, la géométrie du gousset a été inspirée d'une structure réelle, ce qui a permis de fixer les dimensions présentées à la Figure 7-2c. Les caractéristiques effectives du gousset $b_{G(\text{eff})}$ et $L_{T-G(\text{eff})}$ (Figure 7-2e) ont été déterminées avec la méthode d'évaluation de la section 6.2.1.4. L'épaisseur du gousset t_G de 25,4 mm a été déterminée avec les vérifications proposées à la section 6.2.2. Les critères de conception utilisés pour la conception des goussets sont les suivants :

1. Le rapport $c_G/c_{PL} = 5.91$, ce qui satisfait le critère sur la rigidité du gousset $c_G/c_{PL} > 5,0$ proposé à la Figure 6-18.
2. Le rapport $M_{y-G\text{-axial}}/M_{\text{exc}} = 1.77$, ce qui satisfait le critère sur la résistance en flexion du gousset $M_{y-G\text{-axial}}/M_{\text{exc}} > 1,6$ proposé à la Figure 6-19.
3. Le mécanisme à 3 rotules plastiques ne peut se produire lorsque les goussets sont conçus en respectant les critères de rigidité c_G/c_{PL} et de résistance $M_{y-G\text{-axial}}/M_{\text{exc}}$. De ce fait, le gousset n'a pas été vérifié selon la méthode proposée à la section 6.2.2.3.

Le reste de l'assemblage boulonné a été conçu selon les vérifications décrites à l'Annexe B.

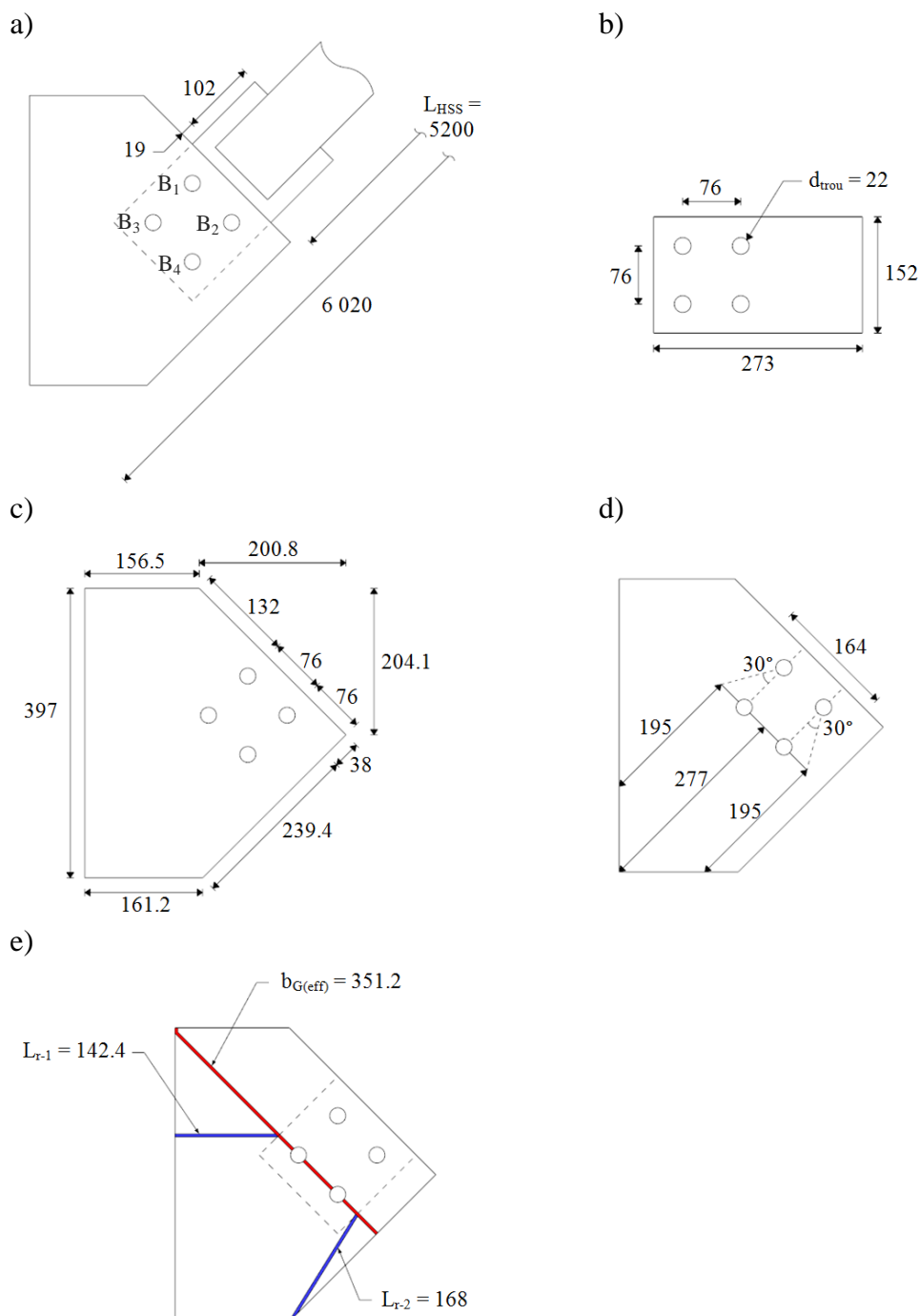


Figure 7-2 : Caractéristiques de l'assemblage boulonné excentré en cisaillement simple (mm) ; a) Vue d'ensemble ; b) Plaque de transfert ; c) Dimensions du gousset ; d) Largeur de Whitmore L_{Whit} et longueur de flambement du gousset L_m ; e) Dimensions $b_{G(eff)}$, L_{T-1} et L_{T-2}

Lorsque les caractéristiques des assemblages sont déterminées, la conception de la diagonale peut être effectuée selon les deux méthodes de conception proposées aux sections 5.2 et 5.3.

Premièrement, selon la section 5.3, la résistance en compression $C_{r-ass.exc.}$ de la diagonale a été évaluée avec l'équation proposée [5-12]. Les coefficients α , n_1 et n_2 ont été déterminés à partir du Tableau 5-4 en considérant un ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ égal à 0,592 et une rigidité élastique de la plaque de transfert c_{PL} égale à $0,94(EI/L)_{HSS}$. Respectivement, les valeurs des coefficients α , n_1 et n_2 sont de 0,77, 1,07 et 1,21. Le coefficient d'ajustement γ est de 0,99 selon le Tableau 5-6 pour un élancement de $(L/r)_{HSS}$ de 134,4. La résistance en compression de la diagonale $C_{r-ass.exc.}$ selon l'équation [5-12] proposée est de 146,3 kN, ce qui est inférieur à l'effort sismique C_f de 165 kN. Lorsqu'on calcule la résistance en compression de la diagonale sans excentricité et en considérant les extrémités rotulées, la résistance C_r est de 179,6 kN ($C_n = 199,6$ kN).

Deuxièmement, le modèle analytique de la section 5.2 permet d'évaluer la résistance en compression $C_{r-Analyt.}$ de façon plus précise que l'équation [5-12] pour $C_{r-ass.exc.}$. Selon les caractéristiques de l'assemblage, la résistance en compression nominale $C_{n-Analyt.}$ est de 168 kN. Lorsqu'on inclut le coefficient d'ajustement γ et le facteur de sécurité $\phi = 0,9$, la résistance en compression du modèle analytique $C_{r-Analyt.}$ est de 149,7 kN, ce qui est aussi inférieur à l'effort sismique C_f de 165 kN.

En considérant que la résistance de la diagonale est inférieure à l'effort sismique C_f , une nouvelle diagonale plus résistante devrait être choisie. Avec cette nouvelle section, la résistance probable en compression C_u^* devrait être recalculée pour le dimensionnement des assemblages. Avec les assemblages redimensionnés, la résistance de la nouvelle diagonale pourrait être réévaluée. Cela illustre que la démarche peut être itérative pour le dimensionnement des diagonales ayant un assemblage boulonné en cisaillement simple. Cette démarche itérative n'a pas été suivie pour cet exemple afin de conserver la même diagonale que celle choisie pour l'assemblage soudé et centré pour des fins de comparaison.

7.3.3 Modélisation par éléments finis

Au total, six modèles numériques ont été créés dans le logiciel Abaqus. La géométrie des modèles respectent les dimensions présentées au Tableau 7-1 et aux Figures 7-1 et 7-2.

Deux modèles numériques ont été créés pour la diagonale ayant un gousset centré, soit un modèle ayant une limite élastique F_{y-HSS} égale à 345 MPa et l'autre avec une limite élastique probable $R_y F_y$ égale à 460 MPa. L'orientation du défaut de rectitude n'influence pas le comportement pour cette diagonale.

Les autres modèles représentent la diagonale ayant un assemblage boulonné en cisaillement simple. Ceux-ci sont modélisés avec les orientations du défaut de rectitude négative et positive. Pour chaque orientation du défaut de rectitude, les limites élastiques des diagonales sont de 345 MPa et 460 MPa, ce qui donne 4 analyses

La modélisation par éléments finis des ensembles D-A est similaire à celle des modèles numériques décrits à la section 4.4.3 et à l'Annexe G. Cependant, la géométrie des assemblages boulonnés des modèles de ce chapitre est plus détaillée et explicite (Figure 7-3).

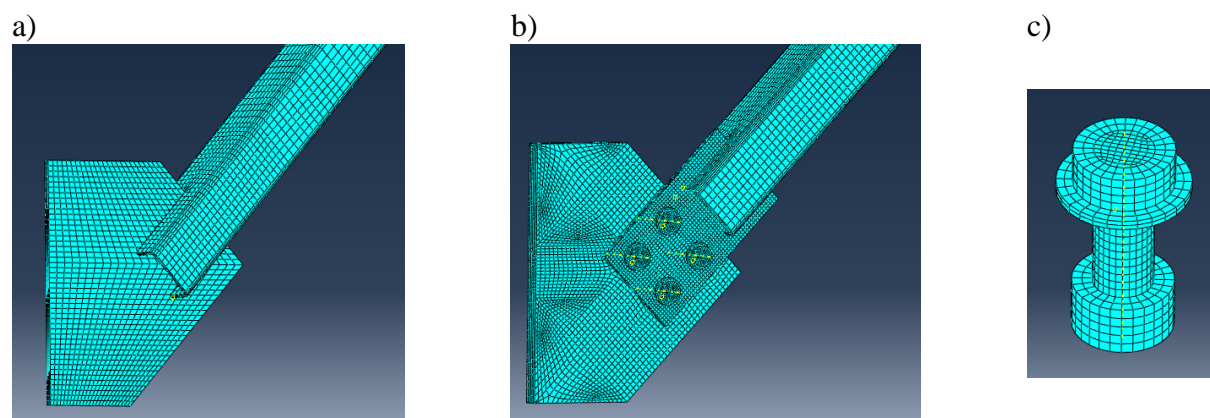


Figure 7-3 : Maillage des modèles numériques ; a) Gousset centré ; b) Assemblage boulonné en cisaillement simple ; c) Boulon

L'article 27.1.6 de la norme CSA S16 exige l'utilisation d'un serrage contrôlé pour les boulons des assemblages des diagonales de contreventement. La tension minimale dans les boulons de 19 mm de diamètre doit être de 125 kN tel que prescrit par l'article 23.8.1 de la norme CSA S16. Dans le logiciel Abaqus, le serrage contrôlé des boulons s'effectue à l'aide d'une fonction nommée « Bolt Load » qui applique une force de serrage sur la section du boulon (Figure 7-3c). Pour chacun des quatre boulons modélisés, une traction de 125 kN a été appliquée. Le matériau utilisé pour la modélisation des boulons est élastique seulement. Les éléments finis utilisés pour la modélisation des boulons sont les mêmes que pour le reste de la diagonale, soit des éléments C3D8R.

Le comportement normal des surfaces des boulons, de la plaque de transfert et du gousset est modélisé à l'aide d'une fonction de contact dur « hard-contact » pour empêcher la pénétration des pièces en contact. Cette fonction permet, s'il y a lieu, la séparation de la plaque de transfert et du gousset. La friction entre les surfaces est modélisée à l'aide d'un coefficient de frottement statique μ de 0,2, tel qu'utilisé dans les modèles de Ju et al. (2004) et de Salih et al. (2011).

Pour diminuer la taille du modèle, seule la moitié de la diagonale a été modélisée en appliquant une fonction de symétrie à la section du profilé tubulaire. Les efforts axiaux ont été induits par l'application d'un déplacement contrôlé.

7.4 Résultats

Cette section présente les résultats des modèles numériques analysés avec le logiciel par éléments finis Abaqus.

En premier lieu, on décrit les modes de ruptures qui ont été observés. Le mode de rupture obtenu permet de valider l'adéquation des méthodes de conception pour les cas étudiés.

Par la suite, les résistances en compression obtenues des analyses sont présentées. Celles-ci sont comparées aux résistances en compression prédites par le modèle analytique ($C_{n-Analyt.}$) et à celles de prédites par la norme CSA S16 (C_n et C_u).

Finalement, les efforts de traction dans les boulons seront vérifiés lors du flambement de la diagonale. Cette vérification n'a pas été effectuée dans cette recherche. Tel que mentionné dans la revue de la littérature, St-Onge (2012) avait souligné qu'un effort de traction supplémentaire pouvait se développer dans les boulons lors du flambement de la diagonale ayant un assemblage boulonné en cisaillement simple.

Le Tableau 7-2 présente les résultats des six modèles numériques.

Tableau 7-2 : Résultats des modèles numériques Abaqus

		Gousset centré	Ens. D-A $\Delta_o(-)$	Ens. D-A $\Delta_o(+)$
Modèles numériques – $F_{y-HSS} = 345$ MPa				
P_{max}	(kN)	199.2	171.8	210.9
P_{max}/C_n		1.070	0.861	1.057
$P_{analyt.}$	(kN)	-	168	-
M_{PL} à P_{max}	(kN·mm)	-	980.1	930.0
Mode de rupture		Fl. Inélast.	A (Fl. Inélast.)	A (Fl. Inélast.)
Modèles numériques – $R_y F_y = 460$ MPa				
P_{max}	(kN)	205.5	184.8	215.6
P_{max}/C_u	(kN)	0.884	0.739	0.862
M_{PL} à P_{max}	(kN·mm)	-	979.5	940.2
Mode de rupture		Fl. Inélast.	A (Fl. Inélast.)	A (Fl. Inélast.)
$T_{b-1-max}$	(kN)	-	126.1	127.2
$T_{b-2-max}$	(kN)	-	125.9	127.1
$T_{b-3-max}$	(kN)	-	126.0	127.2
$T_{b-4-max}$	(kN)	-	125.8	127.0

7.4.1 Mode de rupture

Le mode de rupture des diagonales ayant un gousset centré ($F_{y-HSS} = 345$ MPa et $R_y F_y = 460$ MPa) est le flambement inélastique de la diagonale avec l'apparition des rotules plastiques dans les goussets, soit le mode qui était souhaité et prévu. Les contraintes dans le gousset pour la diagonale ayant une limite élastique $R_y F_y$ égale à 460 MPa sont présentées à la Figure 7-4 lors de l'atteinte de la charge axiale P_{max} (a) et lors de l'atteinte de la rotule plastique complète dans le gousset (b) à une déformation axiale égale à 12 mm, équivalente à une déformation ϵ égale à 0,0025 mm/mm, soit au-delà du flambement de la diagonale (voir Figure 7-7).

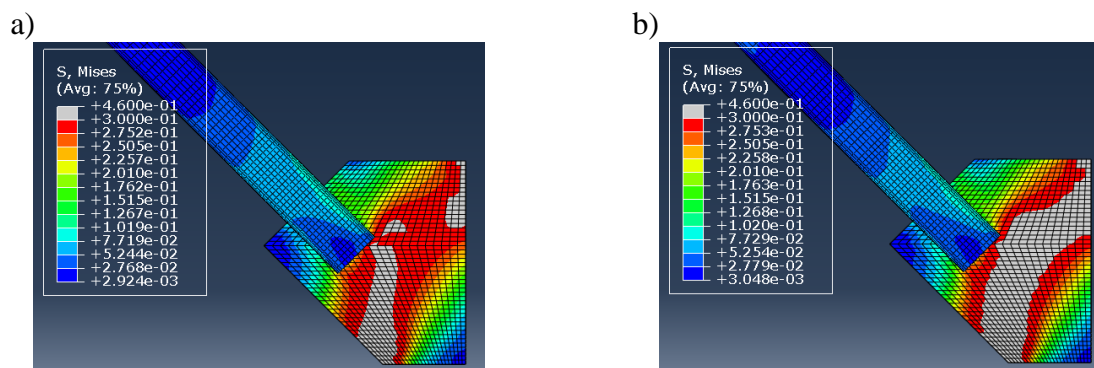


Figure 7-4: Diagonale ayant un gousset centré ($R_y F_y = 460$ MPa) ; a) À l'atteinte de la résistance maximale P_{max} ; b) À l'atteinte de la rotule plastique complète à $\epsilon = 0.0025$ mm/mm ; Note : les unités sont kN/mm^2

Pour les modèles avec assemblage boulonné en cisaillement simple, le mode de rupture A a gouverné, peu importe l'orientation du défaut de rectitude et la valeur de la limite élastique de la diagonale. La résistance en compression de l'ensemble D-A a été limitée par le flambement inélastique de la diagonale, accompagné de l'apparition de rotules plastiques dans les plaques de transfert (Figures 7-5a et 7-6a). Le comportement du gousset est demeuré élastique. Pour l'ensemble des diagonales, la déformée hors-plan à la charge axiale maximale est négative, peu importe l'orientation du défaut de rectitude initial. Cependant, tel qu'observé aux Figures 7-5b et 7-6b, la déformée hors-plan de la diagonale ayant un défaut de rectitude positif est inférieure à celle de la diagonale ayant un défaut de rectitude négatif.

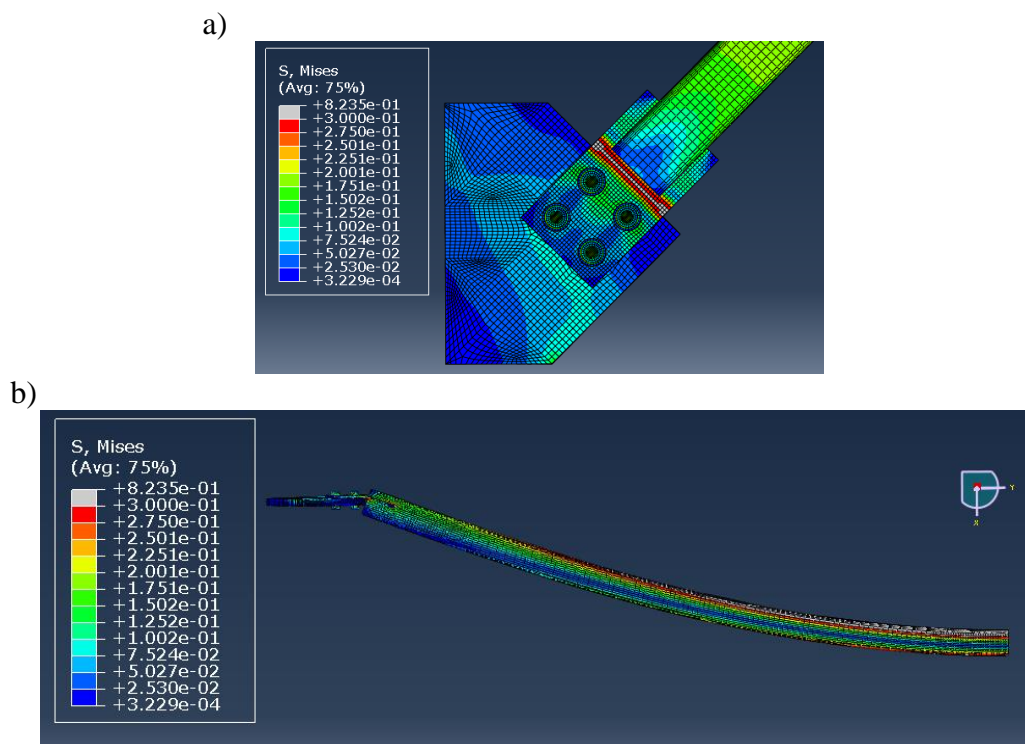


Figure 7-5 : Diagonale ayant un assemblage boulonné en cisaillement simple et un défaut de rectitude négatif ($R_y F_y = 460$ MPa) lors de l'atteinte de la résistance maximale P_{\max} : a) Assemblage boulonné en cisaillement simple ; b) Déformée hors-plan de la diagonale ; *Note : les unités sont kN/mm^2*

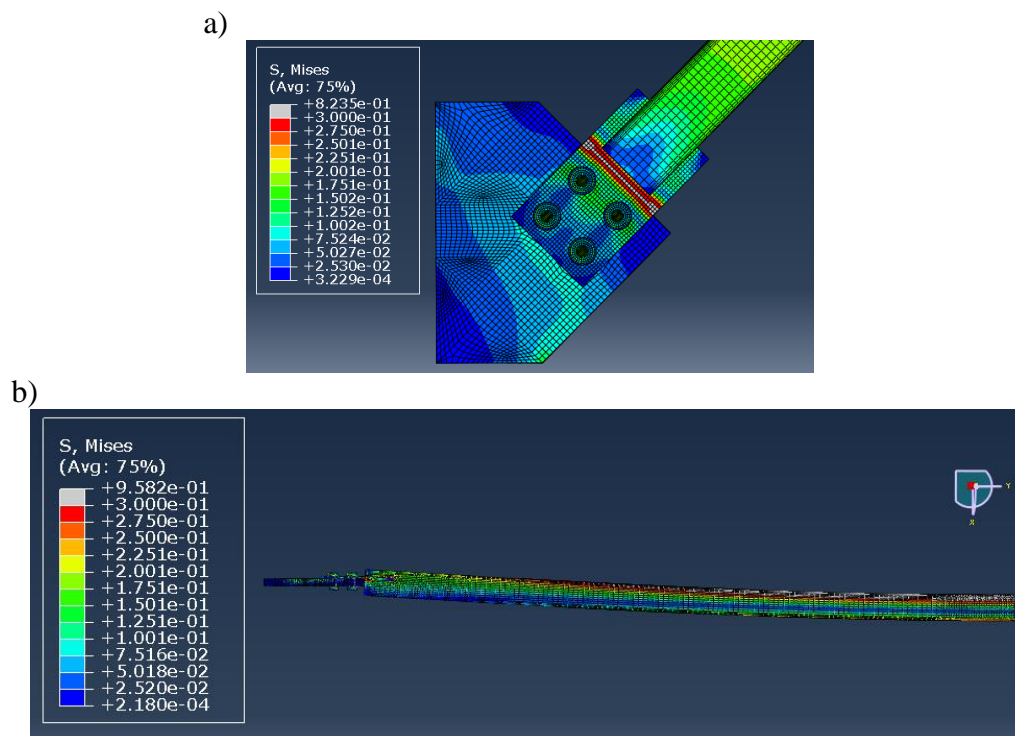


Figure 7-6 : Diagonale ayant un assemblage boulonné en cisaillement simple et un défaut de rectitude positif ($R_y F_y = 460$ MPa) lors de l'atteinte de la résistance maximale P_{\max} : a) Assemblage boulonné en cisaillement simple ; b) Déformée hors-plan de la diagonale ; *Note : les unités sont kN/mm^2*

7.4.2 Résistance en compression

La Figure 7-7a présente les courbes de la charge axiale P/C_n en fonction de la déformation axiale ϵ des diagonales. Les résultats sont présentés pour les modèles numériques où on avait spécifié une limite élastiques $F_{y\text{-HSS}}$ égale à 345 MPa. On présente à la Figure 7-7b le rapport P/C_u pour les modèles ayant une limite élastique probable $R_y F_y$ de 460 MPa pour la diagonale. Pour cet exemple, on note que la valeur de C_u^* des diagonales ayant un assemblage boulonné est la même que la valeur de C_u en raison du facteur f égal à 1,0.

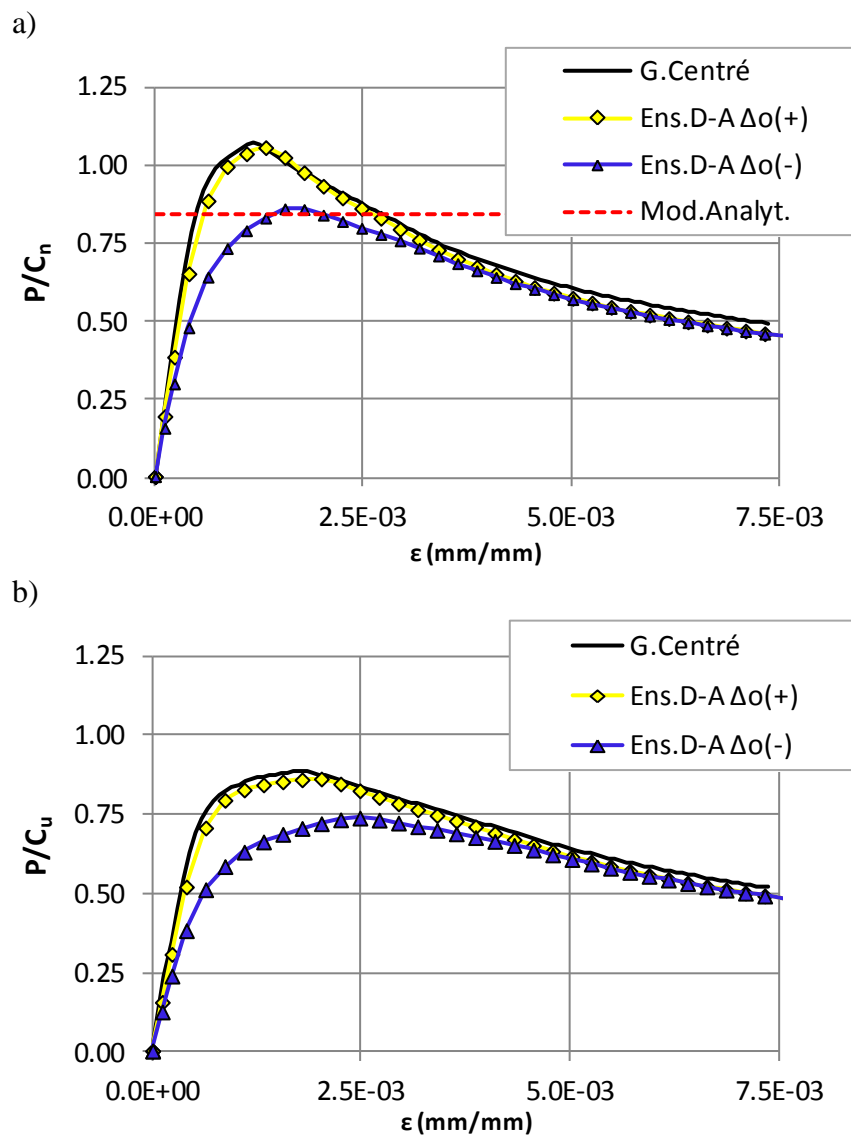


Figure 7-7: Courbes de la charge axiale en fonction de la déformation ϵ ; a) P/C_n pour les modèles numérique ayant une limite élastique F_y de 345 MPa ; b) P/C_u pour les modèles numériques ayant une limite élastique $R_y F_y$ de 460 MPa

Sur la Figure 7-7a, les deux modèles numériques de la diagonale ayant un gousset centré et ayant un défaut de rectitude positif ont une résistance en compression supérieure à la résistance nominale C_n donnée par la norme CSA S16. Comme ce qui avait été observé lors de la conception de la diagonale à la section 7.3.2.2, la résistance en compression de l'ensemble D-A ayant un défaut de rectitude négatif est inférieure à la résistance en compression nominale C_n . Cela démontre que l'assemblage boulonné en cisaillement simple peut diminuer de façon significative

la résistance en compression comparativement à la résistance nominale C_n spécifiée par la norme CSA S16. Cette figure montre aussi que le modèle analytique permet de déterminer précisément la résistance en compression de l'ensemble D-A. La résistance de l'analyse par éléments finis pour un défaut de rectitude négatif ($P/C_n = 0.861$) coïncide avec la résistance obtenue par le modèle analytique ($C_{n-Analyt.}/C_n = 0.842$).

Les mêmes conclusions sont valides pour les modèles numériques ayant une limite élastique probable $R_y F_y$ égale à 460 MPa de la Figure 7-7b. De plus, il est possible de remarquer que la résistance des modèles numériques est inférieure à la résistance probable en compression C_u et C_u^* , tel qu'observé pour des ensembles D-A munis de fusible ductile en acier à la section 4.5.2.4.

7.4.3 Efforts dans les boulons de l'assemblage boulonné

Dans le cas de l'assemblage boulonné en cisaillement simple étudié dans cette section, la force de traction dans les boulons n'a pas augmenté de façon significative. Tel qu'énoncé précédemment, le serrage contrôlé des boulons avait induit un effort de traction initial de 125 kN dans chaque boulon. L'effort de traction maximal observé dans les boulons des modèles numériques est de 127,2 kN, tel que présenté au Tableau 7-2, soit une faible augmentation de 2,2 kN comparativement à la valeur induite par le serrage contrôlé.

Par contre, comme la validation de la conception a été réalisée sur un seul ensemble D-A, il n'est pas possible de généraliser cette conclusion à d'autres ensembles D-A ayant des propriétés différentes. Il est possible que lorsque la déformée hors-plan est positive, l'effort dans les boulons puisse augmenter.

7.5 Conclusion

Pour la validation effectuée dans ce chapitre, on a examiné un ensemble D-A dont les caractéristiques étaient basées sur la géométrie d'une diagonale retrouvée en pratique pour des bâtiments de faible hauteur. On a étudié le comportement d'une diagonale avec un assemblage soudé centré et une même diagonale avec un assemblage boulonné en cisaillement simple avec excentricité. Dans le second cas, on a considéré deux orientations pour le défaut de rectitude de la

diagonale : positive et négative. Les analyses ont été effectuées avec des modèles détaillés par éléments finis.

En fonction des conceptions effectuées pour les assemblages, les analyses ont révélé que la résistance en compression pour tous les modèles numériques a été limitée par le flambement inélastique de la diagonale. Dans tous les cas, on a observé l'apparition de rotules plastiques dans les plaques de transfert et le comportement du gousset est demeuré élastique.

La résistance en compression de la diagonale pour le modèle numérique ayant un défaut de rectitude négatif et une limite élastique F_{y-HSS} égale à 345 MPa est identique à celle prédite par le modèle analytique décrit à la section 5.2. De plus, la résistance du modèle numérique ayant un défaut de rectitude positif est supérieure à la résistance prédite par le modèle analytique avec un défaut de rectitude négatif.

Les résistances en compression des modèles numériques ayant une limite élastique probable $R_y F_y$ égale à 460 MPa sont toutes inférieures à la résistance en compression C_u^* , ce qui confirme que la valeur proposée pour la résistance en compression ajustée C_u^* donnera lieu à une conception par capacité sécuritaire.

Finalement, à partir des modèles numériques étudiés, aucune augmentation significative de l'effort de traction dans les boulons n'a été observée. D'autres simulations numériques devraient être réalisées pour pouvoir généraliser cette conclusion sur l'effort additionnel dans les boulons.

Cette validation de la conception de la diagonale et de ses assemblages appuie les observations du Chapitre 4 et confirme la validité des critères de conception proposés aux Chapitres 5 et 6.

CHAPITRE 8 CONCLUSION

8.1 Conclusion

Ce projet de recherche consistait à évaluer l'influence de l'utilisation d'un assemblage boulonné en cisaillement simple sur les différents éléments de l'ensemble diagonale-assemblages (D-A) de la Figure 1-1. À partir de modèles analytiques et numériques, le comportement en compression de l'ensemble D-A a été étudié pour des contreventements modérément ductiles de type MD avec et sans fusible ductile en acier. En résumé, on a observé que l'assemblage boulonné en cisaillement simple peut:

1. diminuer ou augmenter la résistance en compression de la diagonale, selon la valeur de différents paramètres;
2. introduire des modes de rupture localisés dans les assemblages.

Sur la base de ces observations, des critères de conception ont été proposés pour le dimensionnement de la diagonale et des assemblages. Ces critères de conception assurent que le mode de rupture de l'ensemble D-A sera un flambement de la diagonale avec développement de rotules plastiques dans les plaques de transfert. Jusqu'à l'atteinte de la résistance en compression de la diagonale, on souhaite que les goussets demeurent dans un état élastique.

8.1.1 Analyse de la stabilité de la diagonale

Une étude analytique du comportement élastique de la diagonale a été effectuée pour examiner l'influence de la rigidité rotationnelle apportée par la plaque de transfert et de l'excentricité de l'assemblage sur la résistance en compression de la diagonale. Les hypothèses des modèles analytiques étaient:

1. Le gousset n'est pas inclus dans les modèles analytiques; il est considéré comme créant un encastrement parfait.
2. Seul le cas d'un défaut de rectitude de la diagonale Δ_0 négatif a été considéré, c'est-à-dire lorsque l'excentricité et le défaut de rectitude sont de part et d'autre de l'axe neutre

théorique de la diagonale (Figure 2-1). Cette orientation du défaut de rectitude représente le cas le plus pénalisant pour la résistance en compression de la diagonale.

3. L'élancement de la diagonale $(L/r)_{HSS}$ a été varié.
4. La résistance en compression de la diagonale correspond à la charge qui induit le début de la plastification à la mi-longueur de la diagonale.

La rigidité flexionnelle des plaques de transfert offre un encastrement partiel aux extrémités de la diagonale, ce qui augmente la charge de flambement élastique de la diagonale, P_{cr} . L'excentricité n'a pas d'influence sur P_{cr} . La rigidité rotationnelle augmente également la résistance ultime en compression de la diagonale et cet effet augmente lorsqu'on augmente l'élancement de la diagonale. L'excentricité crée un moment de flexion additionnel au centre de la diagonale, ce qui a pour effet de réduire la résistance ultime en compression de la diagonale. Au Chapitre 3, la rigidité rotationnelle de la plaque de transfert et l'excentricité ont été traitées comme deux paramètres indépendants. En réalité, la rigidité flexionnelle et l'excentricité augmentent toutes les deux lorsque l'on augmente l'épaisseur de la plaque de transfert. Au Chapitre 4, on a réalisé une étude paramétrique sur des ensembles D-A réalistes comprenant la diagonale, les plaques de transfert et les goussets. De ce fait, l'excentricité était fonction de l'épaisseur de la plaque de transfert et du gousset.

L'influence de la rigidité rotationnelle du gousset sur la résistance en compression des diagonales a été étudiée au moyen d'une étude paramétrique. Les modèles numériques réalisés avec le logiciel OpenSees représentent l'ensemble D-A complet. Pour minimiser la diminution de la résistance en compression de la diagonale due à la rigidité rotationnelle, le rapport de la rigidité du gousset sur la rigidité de la plaque de transfert (c_G/c_{PL}) doit être élevé.

8.1.2 Étude paramétrique sur le comportement des ensembles D-A

Au Chapitre 4, on a réalisé une étude paramétrique sur des ensembles (D-A) réalistes comprenant la diagonale, les plaques de transfert et les goussets. Les plaques et goussets ont été dimensionnés avec deux méthodes préliminaires basées sur la pratique courante. Les assemblages ont été dimensionnés en considérant la présence ou l'absence de fusible ductile en acier. Les efforts de conception des plaques de transfert sont les charges probables en traction (T_u et T_{u-F}) et en

compression C_u définies par la norme CSA S16. Pour les goussets, la conception a été effectuée en vérifiant la combinaison des efforts de compression et de flexion. Cette interaction a été vérifiée pour des efforts de flexion considérant : 1) le moment ultime de la plaque de transfert $M_{p-PL-ult}$, et 2) le moment d'excentricité $M_{exc} = C_u \cdot e_{PL}$. Pour une même diagonale, de 2 à 8 assemblages différents ont été conçus pour obtenir une plage pour la rigidité des plaques de transfert c_{PL} , pour la rigidité des goussets c_G et pour l'excentricité e_{PL} . Les autres paramètres considérés étaient l'élancement de la diagonale $(L/r)_{HSS}$ et le signe du défaut de rectitude Δ_o .

Les résultats de cette étude paramétrique ont démontré que la présence de l'assemblage boulonné en cisaillement simple influence les modes de rupture des assemblages et la résistance en compression de la diagonale.

Deux principaux modes de rupture en compression ont été observés dans les ensembles D-A, soient : 1) le flambement en flexion de la diagonale avec rotules plastiques dans les plaques d'assemblage; et 2) un mode d'instabilité à trois rotules plastiques dans les assemblages, sans flambement de la diagonale. Pour le flambement de la diagonale, on a observé 4 types de modes de rupture:

- Mode de rupture A : Flambement de la diagonale avec les rotules plastiques se produisant dans les plaques de transfert. Le comportement du gousset demeure élastique. Ce mode de rupture se produit pour les diagonales ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$ ou positif $\Delta_o(+)$.
- Mode de rupture A.1 : Flambement de la diagonale avec rotules plastiques se produisant dans les plaques de transfert. La plastification du gousset est cependant observée. Ce mode de rupture se produit pour les diagonales ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$ ou positif $\Delta_o(+)$.
- Mode de rupture C : Flambement de la diagonale avec rotules plastiques se produisant dans les goussets. Ce mode de rupture se produit pour les diagonales ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$.
- Mode de rupture D : Flambement de la diagonale avec rotules plastiques se produisant dans les goussets. Ce mode de rupture se produit pour les diagonales ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$.

Le mode de rupture B représente le mode d'instabilité en trois rotules plastiques dans les assemblages sans flambement de la diagonale.

Tel qu'énoncé précédemment, les plaques de transfert offrent un encastrement partiel aux extrémités de la diagonale, ce qui améliore sa résistance au flambement. Par contre, une plastification graduelle est observable dans les plaques de transfert lors du chargement en compression. De ce fait, les plaques offrent une rigidité effective c_{PL-eff} inférieure à la rigidité initiale et cette rigidité effective ne permet pas toujours de contrer l'influence négative de l'excentricité sur la résistance au flambement de la diagonale.

En combinaison avec la présence de défauts de rectitude Δ_o , l'excentricité de la charge modifie la résistance au flambement de la diagonale.

- L'excentricité combinée avec un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$ peut diminuer la résistance au flambement de la diagonale à une valeur inférieure à la résistance C_r établie par la norme CSA S16 pour des éléments avec les extrémités rotulées.
- En présence d'un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$, l'excentricité peut entraîner une valeur de la résistance qui est supérieure aux résistances C_r et C_u de la norme CSA S16.

Cela implique que les valeurs C_r et C_u de la norme CSA S16 peuvent ne pas être conservatrices lorsque les diagonales ont des assemblages boulonnés en cisaillement simple.

Une étude d'optimisation des goussets a été réalisée pour tous les ensembles D-A ayant subi les modes de rupture A.1, B, C et D. La rigidité rotationnelle et la résistance des goussets ont été modifiées pour permettre l'apparition du mode de rupture A. La rigidité des goussets a été modifiée en variant le module élastique E et la résistance des goussets a été modifiée en variant la limite élastique F_{y-G} . L'optimisation des goussets a permis :

- d'identifier l'influence de l'assemblage boulonné en cisaillement simple sur la résistance au flambement de la diagonale lorsque le mode de rupture de l'ensemble D-A est de type A et
- d'identifier les caractéristiques des goussets, soit la rigidité rotationnelle c_G et la résistance $M_{y-G-axial}$, qui entraînent l'apparition du mode de rupture A. Les caractéristiques c_G et $M_{y-G-axial}$ sont plus sévères pour les ensembles D-A ayant un défaut de rectitude positif $\Delta_o(+)$.

Les résultats obtenus de cette optimisation ont été utilisés pour l'élaboration des critères de conception établis aux Chapitres 5 et 6 pour les résistances en compression des diagonales et des assemblages.

8.1.3 Étude de la résistance en compression de la diagonale

Un modèle analytique ($c_{PL-eff} - e_{PL}$) considérant les équations théoriques de la stabilité a été proposé pour déterminer la résistance en compression des diagonales. La plastification des plaques de transfert est considérée dans le modèle analytique. La résistance du modèle analytique est déterminée par des critères considérant le flambement élastique et inélastique de la diagonale. Le modèle analytique ne tient pas compte de la présence des goussets.

À l'aide de ce modèle analytique, des courbes de résistance en compression ont été définies. Pour chacune des diagonales avec (F) et sans fusible (NF), six courbes de résistance en compression ont été proposées qui tiennent compte de différentes caractéristiques typiques d'assemblage. Ces courbes permettent une conception sécuritaire des diagonales sans l'utilisation du modèle analytique. L'équation générale définissant les courbes de résistance en compression est :

$$C_{r-ass.exc.} = \gamma \alpha \phi A_g F_y (1 + \lambda^{2n_1})^{1/n_2}$$

Pour considérer l'influence de la rigidité rotationnelle des goussets c_G sur la résistance en compression des diagonales, un facteur d'ajustement a été proposé en fonction des propriétés de l'ensemble D-A (e_{PL} , c_{PL} , c_G et $(L/r)_{HSS}$). Ce facteur est basé sur les résultats obtenus de l'étude de l'influence des goussets sur la stabilité des diagonales de la section 3.5. Il s'applique aux résultats obtenus du modèle analytique ($c_{PL-eff} - e_{PL}$) et aux courbes de résistance en compression.

Un facteur f a été proposé pour un ajustement conservateur de la résistance probable en compression C_u^* des diagonales. La valeur de ce facteur a été établie à partir des résistances en compression obtenues des analyses des modèles numériques optimisés ayant une limite élastique $R_y F_{y-HSS}$ égale à 460 MPa du Chapitre 4. Ces facteurs assurent une conception par capacité sécuritaire malgré l'augmentation possible de la résistance en compression de la diagonale résultant de l'utilisation d'un assemblage boulonné en cisaillement simple.

8.1.4 Étude de la résistance en compression des assemblages

Des critères de dimensionnement ont été proposés pour la conception des plaques de transfert et des goussets. Ces critères de conception ont été définis à partir des résultats obtenus de l'étude paramétrique du Chapitre 4 et à partir de méthodes proposées dans la littérature. Le comportement adéquat des plaques de transfert devrait être obtenu lorsque les critères suivants sont vérifiés :

- Résistance au flambement de la plaque de transfert,
- Résistance au mode d'instabilité par apparition de 2 rotules plastiques dans les plaques de transfert (mode de rupture E).

Pour assurer que le gousset demeure dans un domaine élastique lors de l'atteinte de la résistance en compression de la diagonale, les critères de conception proposés sont :

- Critère de rigidité rotationnelle minimale des goussets c_G/c_{PL} ,
- Critère de résistance en flexion minimale des goussets $M_{y-G-axial}/M_{exc}$.
- La vérification de la résistance de l'assemblage pour le mécanisme à 3 rotules plastiques selon la méthode proposée par Khoo 2010.

L'utilisation de ces critères de conception pour un ensemble D-A avec assemblages boulonnés en cisaillement simple devrait conduire à un mode de rupture A.

La géométrie complexe des goussets influence la rigidité rotationnelle c_G et la résistance au moment élastique maximal M_{y-G} . L'influence de la géométrie des goussets a été étudiée à l'aide de 20 modèles numériques créés à partir du logiciel Abaqus. À partir des résultats de ces modèles numériques, une méthode de calcul est proposée pour déterminer la rigidité rotationnelle effective $c_{G(eff)}$ et la résistance au moment élastique maximal effectif $M_{y-G(eff)}$ des goussets. Cette méthode est basée sur celle proposée par SCI-BCSA (2014). Ces facteurs doivent être utilisés avec prudence car l'étude de la géométrie des goussets qui a été réalisée était limitée.

8.1.5 Validation de la méthode de conception de l'ensemble D-A

Dans ce chapitre, on a validé les critères de conception proposés aux Chapitres 5 et 6 au moyen d'une analyse détaillée par éléments finis d'un ensemble D-A représentatif de la pratique. En fonction des recommandations de cette recherche, deux assemblages ont été conçus pour une diagonale de contreventement avec fusible ductile en acier. La diagonale et la géométrie des goussets ont été choisies en fonction des géométries retrouvées en pratique pour des bâtiments de faible hauteur.

Au total, six modèles numériques ont été analysés à l'aide du logiciel par éléments finis Abaqus. Pour deux modèles, on a considéré un assemblage avec un gousset centré et soudé au centre de la section de la diagonale. Les 4 autres modèles numériques avaient un assemblage boulonné en cisaillement simple. Ces modèles tenaient compte d'un défaut de rectitude négatifs $\Delta_o(-)$ et positifs $\Delta_o(+)$ et deux valeurs ont été considérées pour la limite élastique de la diagonale, soit $F_{y-HSS} = 345$ MPa et $R_y F_{y-HSS} = 460$ MPa.

Les résultats des analyses ont démontré que :

- la résistance en compression obtenue des modèles numériques ayant une limite élastique F_{y-HSS} égale à 345 MPa était supérieure à celle déterminée par le modèle analytique $C_{n-Analyt.}$ et par l'équation de la résistance en compression proposée ($C_{r-ass.exc}$) du Chapitre 5.
- la résistance en compression obtenue des modèles numériques ayant une limite élastique probable $R_y F_{y-HSS}$ égale à 460 MPa sont inférieures aux résistances probables en compression ajustées C_u^* proposées au Chapitre 5.
- les assemblages conçus avec les critères définis au Chapitre 6 assurent un comportement adéquat de l'ensemble D-A lors de l'atteinte de la charge axiale maximale. Le mode de rupture observé est de type A pour tous les modèles numériques.
- les modèles numériques ont démontré qu'aucun effort axial significatif ne se développe dans les boulons de l'assemblage boulonné lors du flambement de la diagonale.

8.2 Recommandations

Dans cette recherche, on a utilisé plusieurs hypothèses pour étudier le comportement en compression des ensembles D-A. Cette section présente les recommandations pour les recherches futures concernant les assemblages boulonnés en cisaillement simple pour les diagonales de contreventements modérément ductiles de type MD avec et sans fusible ductile.

Recommandations concernant le modèle analytique :

- Le comportement de l'ensemble D-A devrait être étudié à l'aide d'un modèle analytique considérant la présence du gousset. Cela permettrait de déterminer avec plus de précision les résistances (C_r et C_u) et la distribution des efforts dans les goussets et les plaques de transfert.
- La résistance probable en compression C_u^* de la diagonale pourrait être étudiée et prédite à l'aide d'un modèle analytique ayant un défaut de rectitude positif. Avec une valeur plus précise de C_u^* , on pourrait réaliser une conception plus économique des assemblages boulonnés en cisaillement simple.
- Les résultats obtenus du modèle analytique devraient être validés à l'aide d'essais expérimentaux.

Recommandations concernant les modèles numériques :

- Les modèles numériques de cette recherche supposaient que les conditions frontières du gousset étaient des encastremements parfaits. Dans les structures réelles, les goussets sont reliés à des poutres et des colonnes ayant une certaine flexibilité et une résistance limitée. Il serait important d'étudier l'influence des assemblages boulonnés en cisaillement simple en considérant des conditions frontières plus réalistes.
- Il serait important d'étudier en détail les efforts imposés aux poutres et aux colonnes lors du flambement de la diagonale et de l'apparition des rotules plastiques dans la plaque de transfert. Pour l'instant, il est recommandé d'utiliser une soudure à pénétration complète pour relier le gousset à la poutre et/ou la colonne adjacente.
- Dans cette recherche, les plaques de transfert et les goussets ont toujours été étudiés en considérant que leur limite élastique était de 300 MPa. Il serait intéressant d'étudier

davantage d'assemblages pour lesquels la limite élastique de la plaque de transfert et du gousset ne serait pas la même ou serait plus ou moins élevée. Par exemple, si la limite élastique de la plaque de transfert est plus élevée, cela peut entraîner des moments plus importants sur le gousset et une augmentation de la résistance au flambement de la diagonale.

- La géométrie plus complexe des goussets devrait être étudiée davantage pour déterminer avec plus de précision la rigidité rotationnelle et la résistance des goussets.
- Seul un assemblage boulonné en cisaillement simple détaillé a été étudié au Chapitre 7 de ce mémoire. Pour ce cas, l'effort de traction dans les boulons de l'assemblage n'a pas été affecté par le flambement de la diagonale. Il serait important d'étudier d'autres cas pour vérifier la possibilité qu'un effort de traction supplémentaire se développe dans les boulons de l'assemblage lors du flambement de la diagonale.

Recommandation quant à la conception des diagonales avec des assemblages boulonnés en cisaillement simple :

- L'utilisation d'assemblages boulonnés en cisaillement simple influence la résistance en compression de la diagonale. En raison d'une résistance C_r insuffisante, la section de la diagonale peut devoir être augmentée. De plus, en raison de la possibilité d'un défaut de rectitude positif, la résistance probable en compression C_u^* peut aussi devoir être augmentée. De ce fait, les charges de conception pour l'ensemble du SRFL sont augmentées en raison de la conception par capacité, ce qui rend l'utilisation d'assemblages excentrés en cisaillement simple moins économique. Par conséquent, il pourrait être intéressant d'étudier la possibilité d'utiliser des assemblages boulonnés en cisaillement simple où la plaque de transfert serait centrée sur le centre de gravité de la diagonale.

BIBLIOGRAPHIE

- Aguero, A., Izvernari, C., & Tremblay, R. (2006). Modeling of the seismic response of concentrically braced steel frames using the opensees analysis environment. *Int. J. of Advanced Steel Construction*, 2(3), 242-274.
- AISC. (1995). *Manual of Steel Construction, Load and Resistance Factor Design, Volume II, Connections*. Chicago: American Institute of Steel Construction.
- AISC. (2010). ANSI/AISC 360-10 Specification for Structural Steel Building. Chicago.
- Aristizabal-Ochoa, J. D. (2015). Stability of imperfect columns with nonlinear connections under eccentric axial loads including shear effects. *International Journal of Mechanical Sciences*(90), 61-76.
- ASI. (2005). Advisory Note - Design Method for Eccentrically Connected Cleats Not to be Used. *Steel Construction - ASI Journal*, 39(2).
- Astaneh-Asl, A. (1998). Seismic Behavior and Design of Gusset Plates. In S. Tips (Ed.): Structural Steel Educational Council.
- Beaulieu, D., Picard, A., Tremblay, R., Grondin, G., & Massicotte, B. (2010). *Calcul des charpentes d'acier - Tome II*. Canada: Institut canadien de la construction en acier.
- Bjorhovde, R., & Charabarti, K. (1985). Tests of full-size gusset plate connections. *Journal of Structural Engineering*, 111(3), 667-684.
- Bruneau, M., Uang, C.-M., & Sabelli, R. (2011). *Ductile design of steel structures* (2e ed.). États-Unis: McGraw-Hill.
- Bursi, O. S., & Jaspart, J. P. (1997). Benchmarks for Finite Element Modelling of Bolted Steel Connections. *Journal of Constructional Steel Research*, 43, 17-42.
- Chen, L., & Tirca, L. (2013). Simulating the Seismic Response of Concentrically Braced Frames Using Physical Theory Brace Models. *Open Journal of Civil Engineering*, 3, 69.
- Cheng, J. J. R., Yam, M. C. H., & Hu, S. Z. (1994). Elastic buckling strength of gusset plate connections. *Journal of Structural Engineering*, 120(2), 538-559.

Ching-Yi, T., Keh-Chyuan, T., Chih-Han, L., Chih-Yu, W., Kung-Juin, W., Yi-Jer, Y., & An-Chien, W. (2010). Cyclic responses of three 2-story seismic concentrically braced frames. *Frontiers of Architecture and Civil Engineering in China*, 4(3), 287-301.

Clifton, C., Mago, N., & Sarraf, R. E. (2007). HERA Report R4-142:2007 Eccentric Cleats in Compression and Columns in Moment-Resisting Connections. New Zealand: New Zealand Heavy Engineering Research Association (HERA).

CNRC. (2010). Code national du bâtiment 2010 - Canada: Conseil national de recherches du Canada, Ottawa, Ontario.

CSA. (1988). CSA S6-88 : Design of highway bridges. Rexdale, Ontario: Canadian Standards Association.

CSA. (2009). S16-09, Règles de calcul des charpentes d'acier. Mississauga, ON: Canadian Standards Association.

Dassault-Systèmes. (2013). Abaqus/CAE Version 6-11. Simulia Corp., Providence, RI, USA.

Davaran, A., Gélinas, A., & Tremblay, R. (2014). Inelastic buckling analysis of steel X-bracing with bolted single shear lap connections. *Journal of Structural Engineering*, 141(8).

Decaen, S. (2015). *Amélioration du comportement sismique des assemblages à cisaillement simple des contreventements concentriques en X en acier des construction conventionnelles (type CC)*. Maîtrise Ès Sciences Appliquées, École Polytechnique de Montréal, Québec.

Desjardins, E., & Légeron, F. (2010). Method to Reduce Seismic Demand on Connections of Concentrically Braced Systems. *2nd International Structures Specialty Conference, CSCE*.

Dowswell, B. (2006). Effective Length Factor for Gusset Plate Buckling. *Engineering Journal*(Second quarter), 91-101.

Egloff, O. (2013). *Developpement d'un fusible ductile pour les diagonales de contreventement faites de profilés W pour la conception parasismique de charpentes lourdes en acier*. Maîtrise Ès Sciences Appliquées, École Polytechnique de Montréal, Montréal, Québec, Canada.

Fang, C., Yam, M. C. H., Cheng, J. J. R., & Zhang, Y. (2015). Compressive strength and behaviour of gusset plate connections with single-sided splice members. *Journal of Constructional Steel Research*, 106, 166-183.

- Gélinas, A. (2013). *Étude expérimentale du comportement sismique des assemblages utilisés dans les contreventements en X en acier*. Maîtrise ÈS Sciences appliquées, École Polytechnique de Montréal, Montréal.
- Gélinas, A., Tremblay, R., & Davaran, A. (2012). *Seismic behavior of steel HSS X-bracing of the conventional construction category*. Paper presented at the Proc., 2012 ASCE/SEI Structures Congress, Chicago.
- Gray, M. G., Christopoulos, C., & Packer, J. A. (2010). *Cast steel yielding fuse for concentrically braced frames*. Paper presented at the 9th U.S National & 10th Canadian Conference on Earthquake Engineering, Toronto, Ontario, Canada, Paper No. 595.
- Haddad, M., Brown, T., & Shrive, N. (2011). Finite element modeling of concentric HSS braces under cyclic loading. *Canadian Journal of Civil Engineering*(38), 493-505.
- Jain, A. K., Goel, S. C., & Hanson, R. D. (1978). Inelastic response of restrained steel tubes. *ASCE Journal of the structural division*, v 104 n6 (June), 897-910.
- Ju, S.-H., Fan, C.-Y., & Wu, G. H. (2004). Three-dimensional finite elements of steel bolted connections. *Engineering Structures*, 26, 403-413.
- Kassis, D. (2008). *Ajout de fusibles aux diagonales de contreventements pour la conception sismique de charpentes métalliques à un étage*. Maîtrise Ès Sciences Appliquées, École Polytechnique de Montréal, Montréal, Qc.
- Kassis, D., & Tremblay, R. (2008). *Brace fuse system for cost-effective design of low-rise steel buildings*. Paper presented at the CSCE 2008 Annual Conference, Québec, Qc.
- Khoo, X. E., Perera, M., & Al-Bermani, F. (2010). Design of eccentrically connected cleat plates in compression. *Advances Steel Construction*, 6(No.2), 678-687.
- Kitipornchai, S., Al-Bermani, F., & Murray, N. R. (1993). Eccentrically connected cleat plates in compression. *Journal of Structural Engineering*(119), 767-781.
- Koboevic, S. (2013). *Notes de cours: Provisions sismiques du Code national du bâtiment*. École Polytechnique de Montréal, Qc.
- Mamaghani, I. H. P. (2010). *Cyclic elastoplastic analysis of steel tubular braces*. Paper presented at the 13th International Symposium on Tubular Structures, Hong Kong, China.

Mazzoni, S., McKenna, F., Scott, M. H., & Fenves, G. L. (2006). *Open system for earthquake engineering simulation, user command-language manual*: Pacific Earthquake Engineering Research Center, Univ. of California, Berkeley.

Moses, F. (1964). Inelastic frame buckling. *ASCE Journal of the structural division* v 90 (December), 105-121.

Packer, J., Sherman, D., & Lecce, M. (2010). Hollow structural section connections - Steel design guide no. 24. Chicago: American Institute of Steel Construction (AISC).

Papadrakakis, M., & Loukakis, K. (1988). Inelastic cyclic response of restrained imperfect columns *Journal of Engineering Mechanics*(114), 295-313.

PEER. (2012). OpenSees - Open System For Earthquake Engineering Simulation Version 2.4.0. États-Unis: The Regents of the University of California.

Popov, E. P. (1981). Steel Struts under Severe Cyclic Loadings. *Journal of the Structural Division*, 107(9), 1857-1881.

Prathuangsit, D., Hanson, R. D., & Goel, S. C. (1978). Axial hysteresis behavior with end restraints. *Journal of the structural divisions*, 104(June), 883-896.

Razzaq, Z., & Calash, A. Y. (1985). Imperfect columns with biaxial partial restraints. *Journal of Structural Engineering*, 111, 758-776.

Rezai, Prion, Tremblay, Bouatay, & Timler. (2000). Seismic Performance of Brace Fuse Elements for Concentrically Steel Braced Frames.

Salih, E. L., Gardner, L., & Nethercot, D. A. (2011). Bearing failure in stainless steel bolted connections. *Engineering structures*, 33, 549-562.

SCI-BCSA. (2014). P358 : Joints in Steel Construction - Simple Joints to Eurocode 3.

Shaback, B., & Brown, T. (2003). Behaviour of square hollow structural steel braces with end connections under reversed cyclic axial loading. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 30(4), 745-753.

Shen, Z.-Y., & Lu, L.-W. (1981). Stability of steel structures - Analysis of initially crooked, end restrained steel columns (Report No. 471.2) *Fritz Engineering Laboratory*: Lehigh University.

Sheng, N., Yam, C. H., & Iu, V. P. (2002). Analytical investigation and design of the compressive strength of steel gusset plate connections. *Journal of Constructional Steel Research*, 58, 1473-1493.

SNZ. (2009-2015). Steel Structures Standard : NZS 3404. New Zealand: Standards New Zeland.

St-Onge, É. (2012). *Étude expérimentale et conception de fusibles ductiles travaillant en traction pour l'amélioration de l'efficacité des contreventements parasismiques en acier*. Maîtrise Ès Sciences Appliquées, École Polytechnique de Montréal, Montréal, Québec.

Syam, A., & Chapman, B. (1996). *Design of Structural Steel Hollow Section Connections - Design Models* (Vol. 1). Sydney, Australia: Australian Steel Institute.

Tang, X., & Goel, S. C. (1987). Seismic analysis and design considerations of braced steel structures: Departement of Civil Engineering, University of Michigan, Ann Arbor.

Timoshenko, S. P., & Gere, J. M. (1961). *Theory of elastic stability*. New York: McGraw-Hill Book.

Tirca, L., Caprarelli, C., & Danila, N. (2011). *Behaviour of a low-rise concentrically braced frame with and without dissipative connections*. Paper presented at the 2nd International Engineering Mechanics and Material Specialties Conference, Ottawa, Ontario, Canada.

Tremblay. (2002). Inelastic seismic response of steel bracing members. *Journal of Constructional Steel Research*, 58, 665-701.

Tremblay. (2013). *Notes de cours: Conception parasismique des structures en acier*. École Polytechnique de Montréal, Qc.

Tremblay, Archambault, & Filiatrault. (2003). Seismic response of concentrically braced steel frames made with rectangular hollow bracing members. *Journal of Structural Engineering*, 129(12), 1626-1636.

Tremblay, & Bouatay. (1999). Pilot Testing on Ductile Yield Plate Fuses for HSS Braces intended for Low-Rise Building - Phase I: Full Scale Testing of Prototype Brace Fuse Detail. . Montreal, Quebec: Dept. of Civil, Mining and Geological Engineering. École Polytechnique de Montréal.

Uriz, P., Filippou, F. C., & Mahin, S. A. (2008). Model for cyclic inelastic buckling of steel braces. *Journal of Structural Engineering*, 134(4), 619-628.

Zhao, Huang, Khoo, & Cheng, R. (2009). Parametric finite element study on slotted rectangular and square HSS tension connections. *Journal of Constructional Steel Research*, 65, 611-621.

Zhao, R. (2005). *A study on Slotted Square and Rectangular Hollow Structural Section Connections*. Master of Applied Science, Carleton University, Ottawa, Canada.

ANNEXE A – VALIDATION DES MODÈLES ANALYTIQUES DU CHAPITRE 3 PAR ÉLÉMENTS FINIS

Dans cette section, l'exactitude des résistances en compression, obtenues des équations théoriques de la stabilité et par la superposition des contraintes, est vérifiée par quelques modèles par éléments finis modélisés à l'aide du logiciel OpenSees.

Cette validation permet de justifier l'exactitude de la combinaison des équations de la stabilité et de l'équation de la superposition des contraintes pour déterminer la résistance en compression de modèles simplifiés de l'ensemble D-A.

A.1 Méthodologie

Pour chacun des modèles simplifiés de l'étude de la stabilité, la résistance en compression a été validée par des modèles d'éléments finis. La validation a été effectuée pour quelques diagonales et assemblages différents.

Pour déterminer les résistances en compression maximale des modèles par éléments finis, un chargement en déplacement contrôlé a été appliqué. La charge axiale maximale P ayant été développée par la diagonale est comparée à la charge axiale causant le début de la plastification du modèle analytique simplifié équivalent.

A.1.1 Propriétés des modèles

Pour valider l'ensemble des élancements, cinq profilés tubulaires de différentes longueurs et dimensions ont été étudiés. Ces profilés tubulaires HSS sont présentés au Tableau A-1. Le choix de ces profilés a été effectué en se basant sur les dimensions des profilés rencontrés dans la pratique.

Tableau A-1: Propriétés des profilés tubulaires HSS validés par OpenSees

L/r	Profilé HSS	L (mm)	A_{HSS} (mm ²)	r (mm)	I (mm ⁴)	(EI/L)_{HSS} (kN·mm/rad)
50	HSS 89x89x4,8	1 710	1 410	34,2	1 650 000	192 982
92	HSS 127x127x8,0	4 460	3 300	48,4	7 730 000	346 637
123	HSS 89x89x8,0	4 034	2 210	32,8	2 380 000	117 997
150	HSS 102x102x6,4	5 805	2 110	38,7	3 160 000	108 871
190	HSS 114x114x6,4	8 341	2 400	43,9	4 630 000	111 017

Le modèle (c_{PL}) ayant des ressorts rotationnels élastiques aux extrémités a été validé pour deux rigidités de ressorts. Dans un premier temps, les modèles par éléments finis ont été créés avec des ressorts aux extrémités des diagonales ayant une rigidité de $0,5(EI/L)_{HSS}$ et ensuite avec une rigidité de $3,0(EI/L)_{HSS}$.

Le modèle (e_{PL}) où la charge est appliquée avec une excentricité a été validé pour les deux différents ratios d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ suivants : 0,2 et 0,7.

Le modèle ($c_{PL}-e_{PL}$) pour lequel il y a la présence des ressorts rotationnels élastiques aux extrémités de la diagonale et la présence d'une excentricité de la charge a été validé avec un ressort ayant une rigidité de $1,0(EI/L)_{HSS}$ et un ratio d'excentricité $e(d_{HSS}/2)/r^2$ de 0,5.

Le Tableau A-2 présente les caractéristiques détaillées pour chacun des modèles de validation.

Tableau A-2: Caractéristiques des différents modèles de validation

KL/r	c_{PL} $0,5(EI/L)_{HSS}$ (kN·mm/rad)	c_{PL} $3,0 (EI/L)_{HSS}$ (kN·mm/rad)	e_{PL} $0,2 \cdot r^2/(d_{HSS}/2)$ (mm)	e_{PL} $0,5 \cdot r^2/(d_{HSS}/2)$ (mm)	e_{PL} $0,7 \cdot r^2/(d_{HSS}/2)$ (mm)
50	96 491	578 946	5,26	13,16	18,42
92	173 319	1 039 911	7,38	18,45	25,82
123	58 999	353 991	4,84	12,10	16,94
150	54 436	326 613	5,90	14,74	20,64
190	55 509	333 051	6,74	16,86	23,61

A.1.2 Modélisation par éléments finis

Cette section décrit les paramètres de modélisation spécifiés dans le logiciel par éléments finis OpenSees. Un comportement non-linéaire a été attribué à la diagonale permettant ainsi de valider la résistance axiale maximale P des modèles par éléments finis avec celle des modèles analytiques. Les assemblages des modèles par éléments finis ont été modélisés avec un matériau élastique pour valider, selon les mêmes hypothèses, le comportement des modèles analytiques simplifiés.

A.1.2.1 Diagonale

Les diagonales de contreventement sont modélisées par des éléments non-linéaires de type poutre (*nonlinearBeamColumn*) ayant 10 points d'intégration de Gauss. Ce nombre de point d'intégration est amplement suffisant pour minimiser l'erreur de l'approximation de la quadrature de Gauss. Au total, une série de 20 éléments sont alignés sur la longueur de la diagonale en suivant une forme sinusoïdale où l'amplitude maximale est définie par le défaut de rectitude Δ_o . L'orientation du défaut de rectitude est dans le sens contraire de l'excentricité. Ce nombre d'éléments est suffisant pour décrire adéquatement le comportement de la diagonale. La section du profilé tubulaire est discrétisée en fibres tel qu'illustré à la Figure A-1. L'épaisseur des profilés HSS est divisée en 5 éléments pour représenter convenablement le comportement non-linéaire de la diagonale.

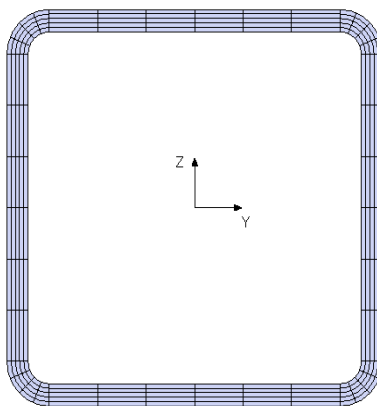


Figure A-1: Distribution des fibres sur la section du profilé HSS

Un matériau non-linéaire (*Steel02*) a été assigné aux fibres. Les caractéristiques attribuées à ce matériau sont décrites au Tableau A-3.

Tableau A-3: Paramètres spécifiques des modèles OpenSees

F_y (MPa)	E (MPa)	b	$R0$	$CR1$	$CR2$
345	200 000	0,005	25	0,925	0,15

A.1.2.2 Ressorts rotationnels et excentricité

Les ressorts rotationnels élastiques sont modélisés par un élément ayant une longueur nulle (*zeroLength*) auquel un matériau élastique a été assigné. La valeur de rigidité rotationnelle attribuée au matériau est fonction de la rigidité rotationnelle élastique c_{PL} des assemblages modélisés.

Pour les modèles ayant une charge axiale excentrée, un élément rigide sépare le point d'application de la charge et l'extrémité de la diagonale.

A.2 Résultats de la validation

Cette section présente les résistances en compression $P/(A_{HSS} \cdot F_y)$ obtenues des modèles analytiques et celles obtenues par éléments finis, tel qu'indiqué aux tableaux suivants (Tableau A-4 et Tableau A-5). De plus, les tableaux indiquent les pourcentages d'écart de la résistance des modèles analytiques par rapport à celle obtenue par les modèles d'éléments finis (Équation [A-1]).

$$\% \text{ Écart} = \frac{\left(\frac{P}{A_{HSS} F_y}\right)_{Analyt.} - \left(\frac{P}{A_{HSS} F_y}\right)_{O/Sees}}{\left(\frac{P}{A_{HSS} F_y}\right)_{Analyt.}} \quad [A-1]$$

Tableau A-4: Résistances en compression $P/(A_{HSS} \cdot F_y)$ des modèles analytiques et des modèles par éléments finis : Modèle de base et Modèle (c_{PL})

KL/r	Profils HSS	Modèle de base			Modèle (c_{PL})					
		$P/(A_{HSS} \cdot F_y)$			$P/(A_{HSS} \cdot F_y)$					
		Analyt.	O/Sees	% Écart	$c_{PL} = 0,5(EI/L)_{HSS}$			$c_{PL} = 3,0(EI/L)_{HSS}$		
					Analyt.	O/Sees	% Écart	Analyt.	O/Sees	% Écart
50	HSS 89x89x4,8	0,829	0,853	-2,9%	0,857	0,874	-1,9%	0,907	0,935	-3,1%
92	HSS 127x127x8,0	0,507	0,515	-1,6%	0,574	0,575	-0,1%	0,737	0,751	-2,0%
123	HSS 89x89x8,0	0,321	0,319	0,6%	0,375	0,373	0,4%	0,546	0,549	-0,6%
150	HSS 102x102x6,4	0,225	0,225	0,0%	0,266	0,264	0,6%	0,404	0,405	-0,2%
190	HSS 114x114x6,4	0,145	0,145	0,3%	0,172	0,171	0,6%	0,269	0,268	0,3%

Tableau A-5: Résistances en compression $P/(A_{HSS} \cdot F_y)$ des modèles analytiques et des modèles par éléments finis : Modèle (e_{PL}) et Modèle ($c_{PL}-e_{PL}$)

KL/r	Profils HSS	Modèle (e_{PL})						Modèle ($c_{PL}-e_{PL}$)		
		$P/(A_{HSS} \cdot F_y)$						$P/(A_{HSS} \cdot F_y)$		
		$e(d_{HSS}/2)/r^2 = 0,2$			$e(d_{HSS}/2)/r^2 = 0,7$			Analyt.	O/Sees	% Écart
		Analyt.	O/Sees	% Écart	Analyt.	O/Sees	% Écart			
50	HSS 89x89x4,8	0,672	0,697	-3,7%	0,477	0,515	-7,8%	0,635	0,697	-9,8%
92	HSS 127x127x8,0	0,431	0,435	-0,9%	0,331	0,341	-2,9%	0,462	0,479	-3,6%
123	HSS 89x89x8,0	0,291	0,291	0,0%	0,241	0,246	-1,8%	0,340	0,347	-1,9%
150	HSS 102x102x6,4	0,211	0,210	0,2%	0,184	0,185	-0,6%	0,259	0,261	-0,6%
190	HSS 114x114x6,4	0,139	0,139	0,5%	0,127	0,127	0,0%	0,178	0,178	0,1%

La Figure A-2 présente graphiquement les résistances en compression obtenues des modèles analytiques et des modèles par éléments finis.

a) Modèle de base

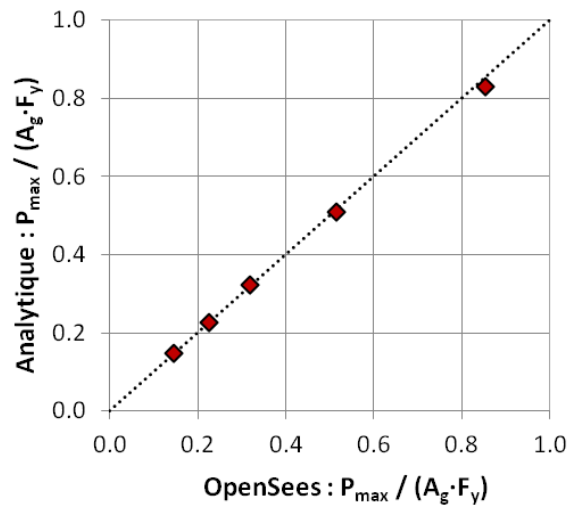
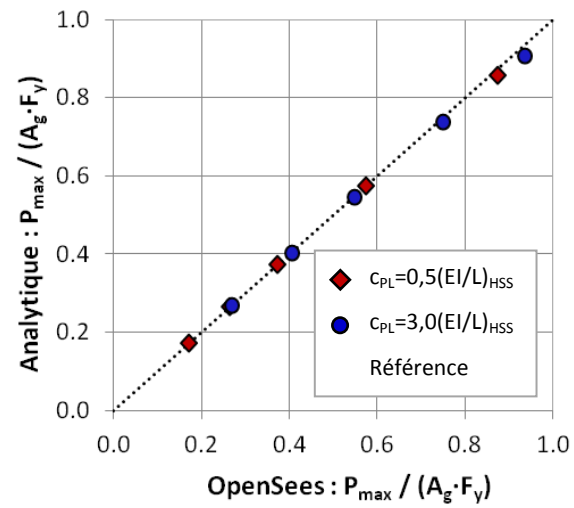
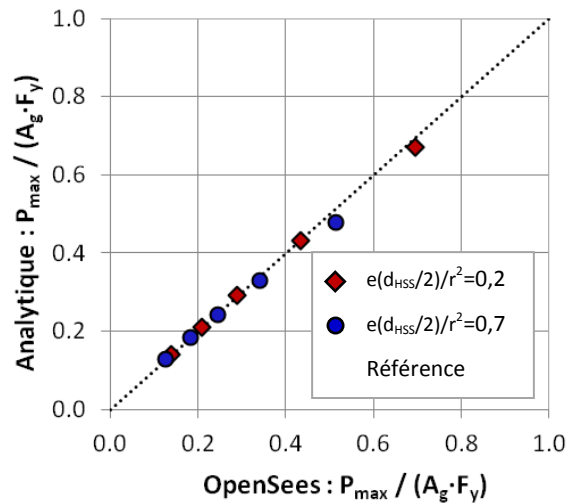
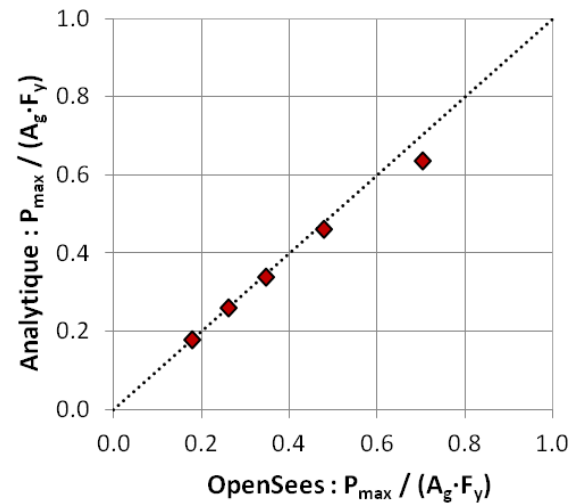
b) Modèle (c_{PL})c) Modèle (e_{PL})d) Modèle ($c_{PL}-e_{PL}$)

Figure A-2: Résistances compression $P/(A_{HSS} \cdot F_y)$ des modèles analytiques et des modèles par éléments finis : a) Modèle de base; b) Modèle (c_{PL}); c) Modèle (e_{PL}) et d) Modèle ($c_{PL}-e_{PL}$)

En comparant les pourcentages d'écart pour l'ensemble des modèles ayant des élancements $(L/r)_{HSS}$ de 50, on remarque qu'ils sont légèrement plus élevés. Pour le modèle ($c_{PL}-e_{PL}$), le pourcentage d'écart atteint même -9,8%.

Pour l'ensemble des autres diagonales ayant des élancements (KL/r) plus élevés que 50, la Figure A-2 montre que les équations de la stabilité déterminent avec précision les résistances en compression.

A.3 Conclusion de la validation par éléments finis

Les modèles par éléments finis créés avec le logiciel OpenSees confirment que la combinaison des équations de la stabilité avec celle de la superposition des contraintes détermine avec précision la résistance au flambement inélastique de la diagonale.

De ce fait, cela confirme que le modèle ($c_{PL}-e_{PL}$) peut permettre l'élaboration de courbes de résistance en compression pour les diagonales étudiées dans ce mémoire. Par contre, les courbes de résistances en compression obtenue de ce modèle doivent considérer la plastification progressive des plaques de transfert et la présence des goussets.

ANNEXE B – DIMENSIONNEMENT DES ASSEMBLAGES

B.1 Vérification des modes de rupture en traction:

Cette section présente les références de la norme CSA S16 (CSA, 2009) et autres, qui ont été utilisées pour la vérification de la résistance en traction des assemblages.

L'ensemble des résistances vérifiées dans cette section T_r , B_r et V_r doit être supérieure aux résistances probables en traction des diagonales avec ou sans fusible T_u ou T_{u-F} tel que présenté à l'équation [B-1].

$$T_r ; B_r ; V_r > T_u ; T_{u-F} \quad [B-1]$$

Plastification de l'aire brute:

La plaque de transfert ainsi que le gousset sont conçus pour n'admettre aucune plastification sur l'aire brute. L'équation [B-2] est la vérification de la résistance à la plastification de l'aire brute A tel qu'illustré à la Figure B-1. La référence de la norme CSA S16 est l'article 13.2.(a).(i).

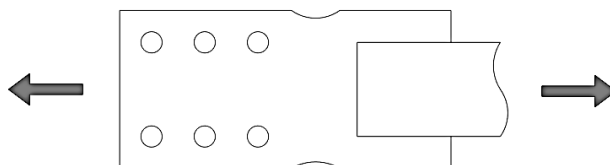


Figure B-1: Mode de rupture de la plastification sur l'aire brute

$$T_r = \phi A F_y \quad [B-2]$$

Le coefficient de tenue ϕ est égal à 0,9.

Cassure au droit de l'assemblage sur l'aire nette :

La résistance à la cassure sur l'aire nette est vérifiée pour la plaque de transfert et le gousset selon l'équation [B-3]. La référence de la norme CSA S16 est l'article 13.11.

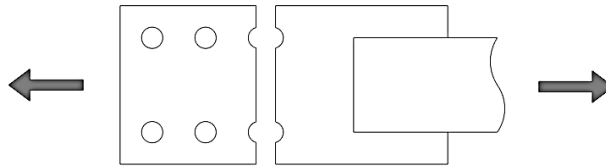


Figure B-2: Mode de rupture de la cassure au droit de l'assemblage sur l'aire nette

$$T_r = \phi_u [U_t A_n F_u] \quad [B-3]$$

Le coefficient de tenue ϕ_u est égal à 0,75 et A_n est l'aire nette en traction de la section au droit des boulons.

Déchirure (traction et cisaillement combiné) :

La résistance à la déchirure de la plaque de transfert et du gousset est vérifiée pour les différents types de rupture présentés à la Figure B-3. L'équation [B-4] tiré de l'article 13.11 de la norme CSA S16 permet la vérification de ce mode de rupture.

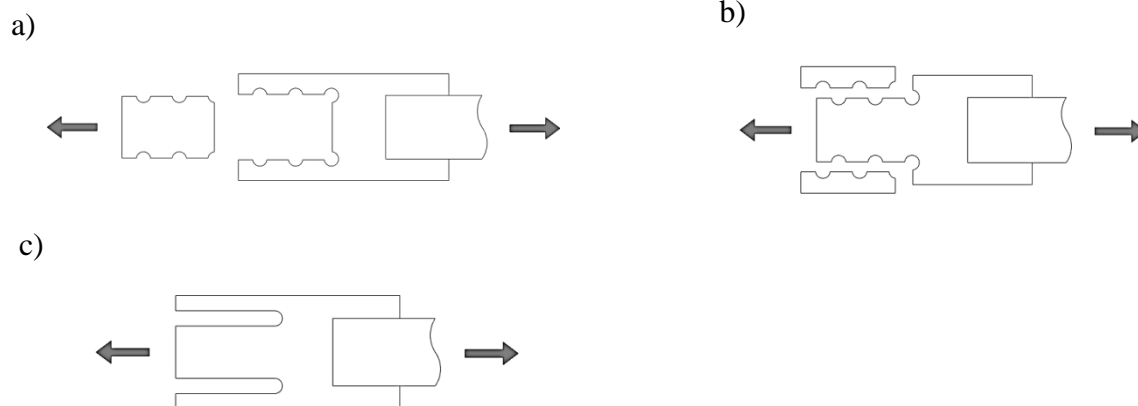


Figure B-3: Modes de rupture de la déchirure; 1) Déchirure en traction et cisaillement combiné - Cas 1; b) Déchirure en traction et cisaillement combiné - Cas 2; c) Déchirure en cisaillement seulement

$$T_r = \phi_u \left[U_t A_n F_u + 0,6 A_{gv} \frac{(F_y + F_u)}{2} \right] \quad [B-4]$$

Où U_t est égal à 1,0 pour le mode de rupture illustré par la Figure B-3 a) et 0,9 pour celui de la Figure B-3 b) et A_{gv} est l'aire brute cisailée.

Pression diamétrale des boulons :

La résistance à la pression diamétrale des boulons est vérifiée selon l'équation [B-5] pour la plaque de transfert et le gousset. La référence de la norme CSA S16 est l'article 13.12.1.2.(a).

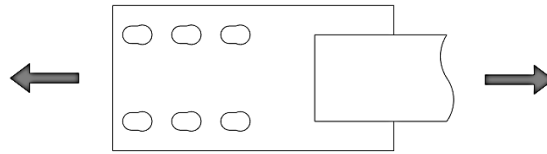


Figure B-4: Mode de rupture de la pression diamétrale des boulons

$$B_r = 3\phi_{br}n_btd_bF_u \quad [B-5]$$

Où ϕ_{br} est égal à 0,8, n_b est le nombre de boulons, t est l'épaisseur de la pièce et d_b est le diamètre des boulons.

Résistance en cisaillement des boulons :

La résistance en cisaillement des boulons a été vérifiée selon l'article 13.12.1.2.(c) de la norme CSA S16. L'équation [B-6] présente la vérification de la résistance en cisaillement des boulons.

$$V_r = 0,70 \cdot 0,60\phi_b n_b m A_b F_{ub} \quad [B-6]$$

Où ϕ_b est égal à 0,8, m est le nombre de plans de cisaillement interceptés par le boulon, A_b est l'aire des boulons, F_{ub} est la contrainte ultime admissible des boulons. Le facteur de réduction de 0,70 réduit considère la présence des filets dans le plan de cisaillement

Décalage en cisaillement

Le décalage en cisaillement est vérifié pour la résistance de la plaque de transfert et pour celle du profilé tubulaire. L'équation [B-7] présente la vérification de la résistance en traction sur l'aire nette effective A_{ne} .

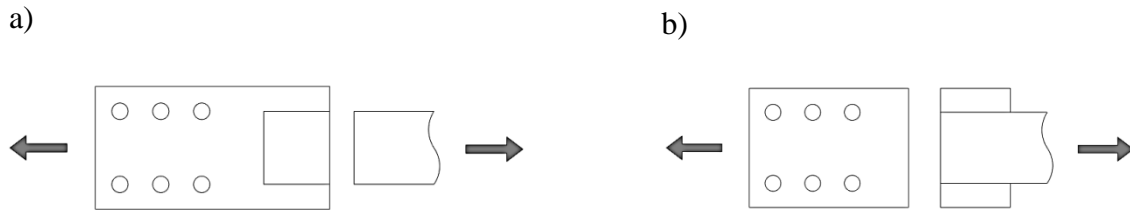


Figure B-5: Mode de rupture de décalage en cisaillement; a) Au niveau du profilé HSS; b) Au niveau de la plaque de transfert

$$T_r = \phi_u A_{ne} F_u \quad [B-7]$$

La référence de cette équation est l'article 13.2.(a).(iii) de la norme CSA S16.

Calcul de l'aire nette effective en traction de la plaque de transfert :

L'aire nette effective en traction A_{ne} de la plaque de transfert est calculée par l'addition des aires A_{n2} et A_{n3} . La Figure B-6 présente les largeurs w_2 et w_3 utilisées pour le calcul de l'aire nette effective en traction A_{n2} et A_{n3} de la plaque de transfert.

$$A_{ne} = A_{n2} + 2A_{n3} \quad [B-8]$$

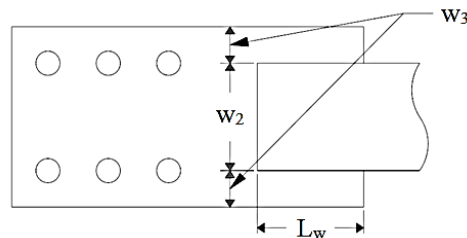


Figure B-6: Aire nette effective en traction de la plaque de transfert pour le calcul du décalage en cisaillement

L'aire nette effective A_{n2} se calcule selon les équations [B-9], [B-10] et [B-11] lorsqu'une pièce est soudée par des cordons de soudures longitudinaux d'une longueur L_w à ses deux extrémités.

$$\text{Si } L_w \geq 2w_2 : \quad A_{n2} = 1,00w_2 t_{PL} \quad [B-9]$$

$$\text{Si } 2w_2 > L_w \geq w_2 : \quad A_{n2} = 0,50w_2t_{PL} + 0,25L_wt_{PL} \quad [\text{B-10}]$$

$$\text{Si } w_2 > L_w : \quad A_{n2} = 0,75L_wt_{PL} \quad [\text{B-11}]$$

Lorsqu'un élément n'est soudé que par un seul cordon longitudinal de soudure, l'aire nette effective A_{n3} se calcule avec les équations [B-12] et [B-13].

$$\text{Si } L_w \geq w_3 : \quad A_{n3} = \left(1 - \frac{\bar{x}}{L}\right) w_3 t_{PL} \quad [\text{B-12}]$$

$$\text{Si } w_3 > L_w : \quad A_{n3} = 0,50L_wt_{PL} \quad [\text{B-13}]$$

Calcul de l'aire nette effective en traction du profilé tubulaire :

Pour permettre l'assemblage de la plaque de transfert au profilé tubulaire, une fente est machinée dans le profilé. Lorsque la plaque de transfert est insérée et soudée à l'extrémité du profilé, les deux extrémités de chacune des moitiés du HSS sont reliées par 2 cordons longitudinaux à la plaque de transfert tel que présenté à la Figure B-7. De ce fait, l'aire nette effective en traction du profilé tubulaire A_{ne} est calculée en tant qu'une aire A_{n2} tel que présenté par les équations [B-9], [B-10] et [B-11]. La largeur de la pièce w_2 est calculée selon l'équation [B-14]. Une surépaisseur de 3,2 mm est soustraite de l'aire du profilé pour considérer les défauts de coupe.

$$w_2 = \frac{A_{HSS} - 2t_{HSS}(t_{PL} + 3,2 \text{ mm})}{2t_{HSS}} \quad [\text{B-14}]$$

L'équation [B-7] de la résistance en traction sur l'aire nette effective peut être modifiée selon l'équation [B-15]. Comme la charge de conception de l'assemblage T_u est calculée directement en considérant la résistance probable du profilé tubulaire, l'article 27.5.4.2 de la norme CSA S16 permet la multiplication de la résistance par le rapport R_y/ϕ . Ce facteur doit être inférieur à 1.2 pour des sections de profilés tubulaires HSS.

$$T_r = (\phi_u A_{ne} F_u) \frac{R_y}{\phi} \quad [\text{B-15}]$$

Calcul de l'aire nette effective en traction du profilé tubulaire avec l'ajout de plaques de renfort :

Il est parfois nécessaire d'ajouter des plaques de renfort pour assurer une résistance suffisante au décalage en cisaillement du profilé tubulaire.

Comme les plaques de renfort sont reliées au profilé tubulaire par deux cordons de soudure longitudinaux, l'aire nette effective A_{n2} de la plaque de renfort est calculée selon les équations [B-9], [B-10] et [B-11]. Les soudures sont conçues pour développer la contrainte ultime de l'aire nette en traction des plaques de renforts.

Pour le calcul de la résistance en décalage de la section combinée des plaques de renfort et du profilé tubulaire, la norme américaine (AISC, 2010) est utilisée pour faire le calcul de l'aire nette effective.

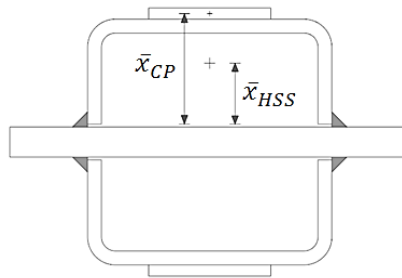


Figure B-7: Centres de gravité d'une section tubulaire renforcée par des plaques de renfort

La norme américaine (AISC, 2010) considère la position du centre de gravité de l'élément dans le calcul du coefficient de décalage en cisaillement. Le centre de gravité de la section renforcée \bar{x} est présenté à l'équation [B-16].

$$\bar{x} = \frac{\bar{x}_{HSS} \frac{A_{n-HSS}}{2} + \bar{x}_{CP} A_{n-CP}}{\frac{A_{n-HSS}}{2} + A_{n-CP}} \quad [B-16]$$

La résistance au décalage en cisaillement de la section renforcée est présentée par l'équation [B-17].

$$T_r = \phi_u \left(2A_{n-CP} F_u + A_{n-HSS} F_u \frac{R_y}{\phi} \right) \left(1 - \frac{\bar{x}}{L_w} \right) \quad [B-17]$$

Résistance en cisaillement des soudures :

L'assemblage reliant la plaque de transfert au profilé tubulaire est fait de quatre cordons de soudures d'angle. Pour assurer une résistance en cisaillement des soudures adéquate, la vérification de la résistance du métal d'apport V_{r-w} et de la résistance du métal de base V_{r-m} est effectuée tel que présentée aux équations [B-18] et [B-19]. La référence de la norme CSA S16 est l'article 13.13.2.1.(a) et (b)

$$V_{r-w} = 0,67\phi_w A_w X_u \quad [B-18]$$

$$V_{r-m} = 0,67\phi_w A_m F_u \quad [B-19]$$

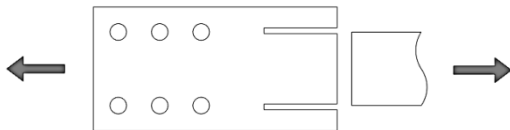
Où A_w est l'aire effective cisailée de la soudure et A_m est l'aire effective cisailée du métal de base, ϕ_w est égal à 0,67 et X_u est la contrainte ultime du métal d'apport de la soudure.

Résistance en traction et cisaillement combiné de l'assemblage soudé :

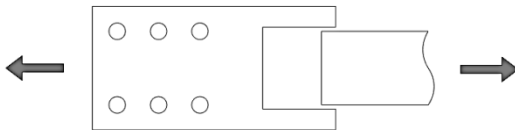
Cette rupture peut se produire dans la plaque de transfert tel que présenté à la Figure B-8.

L'équation [B-20] de la résistance en traction et cisaillement combiné fait référence à l'article 13.11 de la norme CSA S16.

a)



b)



c)

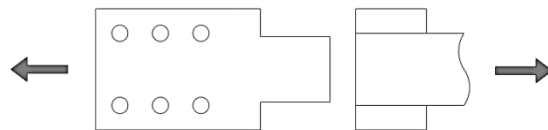


Figure B-8: Modes de rupture en cisaillement des soudures; a) Déchirure en cisaillement seulement; b) Déchirure en traction et cisaillement combiné – Cas 1; c) Déchirure en traction et cisaillement combiné – Cas 2

$$T_r = \phi_u \left[U_t A_{ne} F_u + 0,6 A_{gv} \frac{(F_y + F_u)}{2} \right] \quad [\text{B-20}]$$

Pour les modes de rupture en traction et cisaillement combiné, l'aire nette en traction A_{ne} est égale à l'aire nette effective considérant l'influence du décalage en cisaillement présente dans la plaque de transfert. Le facteur U_t est égal à 1,0 lorsque la rupture attendue est identique au cas 1 de la Figure B-8 et est égal à 0,9 pour le cas 2.

B.2 Vérifications des modes de rupture en compression:

En premier lieu, la résistance en compression de la plaque de transfert est vérifiée. La vérification de sa résistance en compression ne considère que la présence de la charge axiale C_u .

Deuxièmement, la résistance du gousset est vérifiée pour la combinaison de la charge axiale C_u et d'un moment M_{f-G} . Cette vérification s'effectue pour deux méthodes. La méthode M1 considère un effort de flexion égal à la résistance au moment plastique ultime de la plaque de transfert $M_{p-PL-ult}$. La méthode M2 considère un effort de flexion égal au moment d'excentricité M_{exc} qui est égal à la multiplication de $C_u \cdot e_{PL}$.

La Figure B-9 présente les longueurs effectives L_{b-PL} et L_{b-G} pour le calcul de la résistance en compression de la plaque de transfert et du gousset. Les résistances en compression C_r de la plaque de transfert et du gousset sont définies à l'équation [B-21] et [B-22].

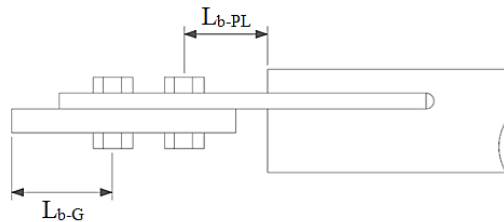


Figure B-9: Longueur de flambement pour la conception de la plaque de transfert et du gousset

$$C_r = \phi A F_y (1 + \lambda^{2n})^{-\frac{1}{n}} \quad [\text{B-21}]$$

$$\text{où } \lambda = \frac{KL_b}{r} \sqrt{\frac{F_y}{\pi^2 E}} \quad [\text{B-22}]$$

Où le coefficient K est égal à 1,2 considérant le flambement avec une translation des extrémités, L_b est la longueur de flambement de la plaque de transfert et du gousset illustrée sur la Figure B-9 et $r = t/\sqrt{12}$

B.2.1 Plaque de transfert

La plaque de transfert est vérifiée pour que sa résistance en compression soit supérieure à la résistance probable de la diagonale C_u tel que présenté à l'équation [B-23].

$$C_{r-PL} > C_u \quad [\text{B-23}]$$

B.2.2 Gousset

La résistance en compression du gousset est vérifiée par l'équation d'interaction [B-24].

$$\frac{C_u}{C_{r-G}} + \frac{M_{f-G}}{M_{r-G}} \leq 1,0 \quad [\text{B-24}]$$

La résistance en flexion du gousset M_{r-G} est présentée à l'équation [B-25].

$$M_{r-G} = \phi Z_G F_y \quad [\text{B-25}]$$

Tel qu'énoncé précédemment, deux efforts de conception M_{f-G} ont été utilisés pour la conception des goussets. Les efforts de flexion considérés pour deux méthodes M1 et M2 proposées pour la conception des goussets sont présentées aux équations [B-26] et [B-27].

Méthode 1 (M1): Interaction de la charge axiale C_u et du moment plastique ultime $M_{p-PL-ult}$:

$$M_{f-G} = M_{p-PL-ult} = 1,1 \cdot Z_{PL} \cdot R_y F_y \quad [\text{B-26}]$$

Méthode 2 (M2) : Interaction de la charge axiale C_u et du moment d'excentricité M_{exc} :

$$M_{f-G} = M_{exc} = C_u \cdot e_{PL} \quad [\text{B-27}]$$

B.3. Contraintes physiques :

Cette section présente les contraintes d'ordre physique qui ont été considérées en plus des vérifications de résistances précédentes.

- Les dimensions établies pour les assemblages sont cohérentes avec le système de mesure impériale,
- La limite du rapport b_{PL}/d_{HSS} a été établie à 3,25 pour respecter les dimensions des assemblages retrouvés en pratique,
- La limite de l'excentricité e_{PL} a été établie en fonction de permettre un espace suffisant pour que les soudures reliant les plaques de transfert et le profilé tubulaire n'arrivent pas dans l'arrondi du HSS,
- La limite de 5 boulons par rangée de boulons est établie pour éviter une longueur d'assemblage trop importante. Le nombre de rangée est soit de 2 ou 3 par assemblage,
- La largeur des goussets b_G est toujours égale ou supérieure à celle de la plaque de transfert b_{PL} ,
- La largeur des plaques de renfort b_{cp} est établie en fonction de permettre un espace suffisant pour l'ajout des cordons de soudure sans encombrer les arrondis du profilé.
- Un espace libre égal à deux fois l'épaisseur de la plaque de transfert ($2t_{PL}$) est laissé entre l'extrémité du profilé HSS et l'extrémité du gousset.
- Un espace libre égal à deux fois l'épaisseur du gousset ($2t_G$) est laissé entre l'extrémité de la plaque de transfert et l'encastrement du gousset.
- Aucune limite des rigidités relatives c_G par rapport à c_{PL} n'a été imposée pour la conception des assemblages. Ainsi, la rigidité rotationnelle du gousset c_G peut être inférieure à celle de la plaque de transfert c_{PL} .

**ANNEXE C - CARACTÉRISTIQUES DES ASSEMBLAGES BOULONNÉS
DE L'ÉTUDE PARAMÉTRIQUE DU CHAPITRE 4**

		KLr50_HSS89x5	KLr50_HSS89x5	KLr50_HSS89x5	KLr50_HSS89x5
		NF1_M1	NF1_M2	NF2_M1	NF2_M2
HSS		89x89x4.8	89x89x4.8	89x89x4.8	89x89x4.8
d_{HSS}	(mm)	88.9	88.9	88.9	88.9
$t_{HSS-des}$	(mm)	4.3	4.3	4.3	4.3
L_{HSS}	(mm)	1710	1710	1710	1710
L_{HSS}/r_{HSS}		50	50	50	50
b_{el}/t_{HSS}		16.7	16.7	16.7	16.7
C_u	(kN)	580	580	580	580
T_u	(kN)	649	649	649	649
C_n	(kN)	393	393	393	393
A_{HSS}	(mm ²)	1410	1410	1410	1410
I_{HSS}	(mm ⁴)	1650000	1650000	1650000	1650000
r_{HSS}	(mm)	34.2	34.2	34.2	34.2
Plaque de transfert					
e_{PL}	(mm)	11.9	17.5	15.9	22.2
$e(d_{HSS}/2)/r_{HSS}^2$		0.45	0.66	0.66	0.84
t_{PL}	(mm)	9.5	9.5	12.7	12.7
b_{PL}	(mm)	266	266	216	216
A_{PL}	(mm ²)	2534	2534	2743	2743
I_{PL}	(mm ⁴)	19156	19156	36871	36871
L_{r-PL}	(mm)	30.1	30.1	36.4	36.4
$(EI/L_r)_{PL}$	(kN·mm)/rad	127282.392	127282.392	202587.9121	202587.9121
L_{PL}	(mm)	589	589	595	595
Détails d'assemblage					
n_b		6	6	6	6
d_b	(mm)	25.4	25.4	25.4	25.4
g_b	(mm)	178	178	128	128
p_b	(mm)	76	76	76	76
E_{b-PL}	(mm)	44	44	44	44
E_{t-b}	(mm)	44	44	44	44
L_w	(mm)	330	330	330	330
D_w	(mm)	4.8	4.8	4.8	4.8
CoverPlate (Plaque de renfort)					
L_{CP}	(mm)	N/A	N/A	N/A	N/A
b_{CP}	(mm)	N/A	N/A	N/A	N/A
t_{CP}	(mm)	N/A	N/A	N/A	N/A
L_{w-CP}	(mm)	N/A	N/A	N/A	N/A
Gousset					
t_G	(mm)	14.29	25.4	19.1	31.75
b_G	(mm)	354	354	304	304
I_G	(mm ⁴)	85965	428755	174857	809523
E_{b-G}	(mm)	44	44	44	44
L_{r-G}	(mm)	39.58	61.8	49.1	74.5
$(EI/L_r)_G$	(kN·mm)/rad	434386	1387557	712248	2173216
Section boulonnée					
e_{Mixte}	(mm)	3.98	3.84	5.11	4.92
I_{Mixte}	(mm ⁴)	344370	1104491	680603	1901148
$L_{r-Mixte}$	(mm)	218	218	218	218
A_{Mixte}	(mm ²)	7585	11513	8525	12380
Infos Conception					
Int. M1		0.99	0.42	0.9	0.41
Int. M2		2.04	0.98	1.77	0.93
C_G/C_{PL}		3.41	10.90	3.52	10.73

		KLr50_HSS114x8	KLr50_HSS114x8
		NF1_M1	NF1_M2
HSS		114x114x8	114x114x8
d_{HSS}	(mm)	114.3	114.3
$t_{HSS-des}$	(mm)	7.16	7.16
L_{HSS}	(mm)	2160	2160
L_{HSS}/r_{HSS}		50	50
b_{el}/t_{HSS}		11.96	11.96
C_u	(kN)	1204	1204
T_u	(kN)	1348	1348
C_n	(kN)	817	817
A_{HSS}	(mm ²)	2930	2930
I_{HSS}	(mm ⁴)	5480000	5480000
r_{HSS}	(mm)	43.2	43.2
Plaque de transfert			
e_{PL}	(mm)	17.5	25.4
$e(d_{HSS}/2)/r_{HSS}^2$		0.53	0.78
t_{PL}	(mm)	15.87	15.87
b_{PL}	(mm)	317	317
A_{PL}	(mm ²)	5032	5032
I_{PL}	(mm ⁴)	105686	105686
L_{r-PL}	(mm)	42.8	42.8
$(EI/L_r)_{PL}$	(kN·mm)/rad	493860	493860
L_{PL}	(mm)	703	703
Détails d'assemblage			
n_b		10	10
d_b	(mm)	25.4	25.4
g_b	(mm)	229	229
p_b	(mm)	76	76
E_{b-PL}	(mm)	44	44
E_{t-b}	(mm)	44	44
L_w	(mm)	279	279
D_w	(mm)	7.9	7.9
CoverPlate (Plaque de renfort)			
L_{CP}	(mm)	229	229
b_{CP}	(mm)	64	64
t_{CP}	(mm)	9.5	9.5
L_{w-CP}	(mm)	6.4	6.4
Gousset			
t_G	(mm)	19.05	34.93
b_G	(mm)	580	580
I_G	(mm ⁴)	334159	2059101
E_{b-G}	(mm)	44	44
L_{r-G}	(mm)	49.1	80.85
$(EI/L_r)_G$	(kN·mm)/rad	1361136	5093633
Section boulonnée			
e_{Mixte}	(mm)	5.46	5.05
I_{Mixte}	(mm ⁴)	1494214	4765424
$L_{r-Mixte}$	(mm)	370	370
A_{Mixte}	(mm ²)	16082	25290
Infos Conception			
Int. M1		1.03	0.41
Int. M2		2.08	0.94
C_G/C_{PL}		2.76	10.31

		KLr75_HSS152x8	KLr75_HSS152x8	KLr75_HSS152x8	KLr75_HSS152x8	KLr75_HSS152x8	KLr75_HSS152x8
		NF1_M1	NF1_M2	NF2_M1	NF2_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		152x152x8	152x152x8	152x152x8	152x152x8	152x152x8	152x152x8
d_{HSS}	(mm)	152.4	152.4	152.4	152.4	152.4	152.4
$t_{HSS-des}$	(mm)	7.16	7.16	7.16	7.16	7.16	7.16
L_{HSS}	(mm)	4410	4410	4410	4410	4410	4410
L_{HSS}/r_{HSS}		75	75	75	75	75	75
b_e/t_{HSS}		17.28	17.28	17.28	17.28	17.28	17.28
C_u	(kN)	1144	1144	1144	1144	1144	1144
T_u	(kN)	1854	1854	1854	1854	1200	1200
C_n	(kN)	836	836	836	836	836	836
A_{HSS}	(mm ²)	4030	4030	4030	4030	4030	4030
I_{HSS}	(mm ⁴)	13900000	13900000	13900000	13900000	13900000	13900000
r_{HSS}	(mm)	58.8	58.8	58.8	58.8	58.8	58.8
Plaque de transfert							
e_{PL}	(mm)	23.8	27	25.4	28.6	20.6	28.6
$e(d_{HSS}/2)/r_{HSS}^2$		0.52	0.59	0.56	0.63	0.45	0.63
t_{PL}	(mm)	22.2	22.2	25.4	25.4	19.1	19.1
b_{PL}	(mm)	343	343	311	311	254	254
A_{PL}	(mm ²)	7621	7621	7899	7899	4839	4839
I_{PL}	(mm ⁴)	313698	313698	424698	424698	146331	146331
L_{T-PL}	(mm)	55.5	55.5	61.8	61.8	49.1	49.1
$(EI/L_T)_{PL}$	(kN·mm)/rad	1130443	1130443	1374427	1374427	596053	596053
L_{PL}	(mm)	830	830	837	837	760	760
Détails d'assemblage							
n_b		15	15	15	15	10	10
d_b	(mm)	25.4	25.4	25.4	25.4	25.4	25.4
g_b	(mm)	114.5	114.5	111.5	111.5	166	166
p_b	(mm)	76	76	76	76	76	76
E_{b-PL}	(mm)	44	44	44	44	44	44
E_{t-b}	(mm)	44	44	44	44	44	44
L_w	(mm)	394	394	394	394	330	330
D_w	(mm)	7.9	7.9	7.9	7.9	6.4	6.4
CoverPlate (Plaque de renfort)							
L_{CP}	(mm)	292	292	292	292	N/A	N/A
b_{CP}	(mm)	102	102	89	89	N/A	N/A
t_{CP}	(mm)	7.9	7.9	9.5	9.5	N/A	N/A
L_{w-CP}	(mm)	6.4	6.4	6.4	6.4	N/A	N/A
Gousset							
t_G	(mm)	25.4	31.75	25.4	31.75	22.2	38.1
b_G	(mm)	698	698	682	682	517	517
I_G	(mm ⁴)	953074	1861474	931225	1818799	473317	2382082
E_{b-G}	(mm)	44	44	44	44	44	44
L_{r-G}	(mm)	61.8	74.5	61.8	74.5	55.46	87.2
$(EI/L_r)_G$	(kN·mm)/rad	3084382	4997246	3013673	4882682	1706877	5463491
Section boulonnée							
e_{Mixte}	(mm)	7.16	6.91	7.96	7.64	6.11	5.63
I_{Mixte}	(mm ⁴)	4289611	6306262	4856029	6969362	2070277	5701082
$L_{r-Mixte}$	(mm)	370	370	370	370	370	370
A_{Mixte}	(mm ²)	25350	29782	25220	29550	16332	24538
Infos Conception							
Int. M1		0.84	0.58	0.98	0.66	0.96	0.42
Int. M2		1.25	0.92	1.35	0.99	1.92	0.94
C_G/C_{PL}		2.73	4.42	2.19	3.55	2.86	9.17

		KLr92_HSS127x8	KLr92_HSS127x8	KLr92_HSS127x8	KLr92_HSS127x8	KLr92_HSS127x8	KLr92_HSS127x8	KLr92_HSS127x8	KLr92_HSS127x8
		NF1_M1	NF1_M2	NF2_M1	NF2_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		127x127x8	127x127x8	127x127x8	127x127x8	127x127x8	127x127x8	127x127x8	127x127x8
d _{HSS}	(mm)	127	127	127	127	127	127	127	127
t _{HSS-des}	(mm)	7.16	7.16	7.16	7.16	7.16	7.16	7.16	7.16
L _{HSS}	(mm)	4460	4460	4460	4460	4460	4460	4460	4460
L _{HSS} /r _{HSS}		92.15	92.15	92.15	92.15	92.15	92.15	92.15	92.15
b _e /t _{HSS}		13.74	13.74	13.74	13.74	13.74	13.74	13.74	13.74
C _u	(kN)	716	716	716	716	716	716	716	716
T _u	(kN)	1518	1518	1518	1518	776	776	776	776
C _n	(kN)	543	543	543	543	543	543	543	543
A _{HSS}	(mm ²)	3300	3300	3300	3300	3300	3300	3300	3300
I _{HSS}	(mm ⁴)	7730000	7730000	7730000	7730000	7730000	7730000	7730000	7730000
r _{HSS}	(mm)	48.4	48.4	48.4	48.4	48.4	48.4	48.4	48.4
Plaque de transfert									
e _{PL}	(mm)	22.2	23.8	25.4	27	15.9	23.8	20.6	27
e(d _{HSS} /2)/r ² _{HSS}		0.6	0.65	0.69	0.73	0.43	0.65	0.56	0.73
t _{PL}	(mm)	19.1	19.1	25.4	25.4	12.7	12.7	15.9	15.9
b _{PL}	(mm)	370	370	250	250	254	254	210	210
A _{PL}	(mm ²)	7048	7048	6350	6350	3226	3226	3334	3334
I _{PL}	(mm ⁴)	213160	213160	341397	341397	43357	43357	70013	70013
L _{PL}	(mm)	49.4	49.4	62	62	36.4	36.4	42.8	42.8
(EI/L) _{PL}	(kN-mm)/rad	862996	862996	1101281	1101281	238225	238225	327164	327164
L _{PL}	(mm)	764	764	777	777	469	469	475.8	475.8
Détails d'assemblage									
n _b		10	10	10	10	6	6	6	6
d _b	(mm)	25.4	25.4	25.4	25.4	25.4	25.4	25.4	25.4
g _b	(mm)	158	158	148	148	152	152	152	152
p _b	(mm)	76	76	76	76	76	76	76	76
E _{b-PL}	(mm)	45	45	45	45	44	44	44	44
E _{t-b}	(mm)	106	106	51	51	51	51	51	51
L _w	(mm)	332	332	332	332	204	204	204	204
D _w	(mm)	7.9	7.9	7.9	7.9	6.4	6.4	6.4	6.4
CoverPlate (Plaque de renfort)									
L _{CP}	(mm)	254	254	254	254	N/A	N/A	N/A	N/A
b _{CP}	(mm)	76	76	76	76	N/A	N/A	N/A	N/A
t _{CP}	(mm)	12.7	12.7	12.7	12.7	N/A	N/A	N/A	N/A
L _{w-CP}	(mm)	9.5	9.5	9.5	9.5	N/A	N/A	N/A	N/A
Gousset									
t _G	(mm)	25.4	28.58	25.4	28.58	19.1	34.9	25.4	38.1
b _G	(mm)	510	510	499	499	328	328	284	284
I _G	(mm ⁴)	695124	990257	681468	970803	188684	1162675	387164	1306679
E _{b-G}	(mm)	45	45	44	44	44	44	44	44
L _{r-G}	(mm)	62	68.4	62	68.4	49.1	80.85	61.8	87.2
(EI/L) _G	(kN-mm)/rad	2242335	2895488	2198284	2838605	768570	2876129	1252958	2996970
Section boulonnée									
e _{Mixte}	(mm)	7.84	7.77	8.478	8.31	5.41	5.24	6.53	6.36
I _{Mixte}	(mm ⁴)	3161527	3.896305	3752272	4512879	767927	2632805	1427734	3232114
L _{r-Mixte}	(mm)	372	372	370	372	218	218	218	218
A _{Mixte}	(mm ²)	19978	21597	19025	20612	9465	14664	10535	14136
Infos Conception									
Int. M1		0.86	0.7	1.01	0.82	1	0.4	0.85	0.46
Int. M2		1.02	0.87	1.15	0.98	2.03	0.95	1.72	1.03
C _G /C _{PL}		2.60	3.36	2.00	2.58	3.23	12.07	3.83	9.16

		KL100_HSS114x6	KL100_HSS114x6	KL100_HSS114x6	KL100_HSS114x6	KL100_HSS114x6	KL100_HSS114x6	KL100_HSS114x6	KL100_HSS114x6
		NF1_M1	NF1_M2	NF2_M1	NF2_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		114x114x6.4	114x114x6.4	114x114x6.4	114x114x6.4	114x114x6.4	114x114x6.4	114x114x6.4	114x114x6.4
d _{HSS}	(mm)	114.3	114.3	114.3	114.3	114.3	114.3	114.3	114.3
t _{HSS-des}	(mm)	5.72	5.72	5.72	5.72	5.72	5.72	5.72	5.72
L _{HSS}	(mm)	4390	4390	4390	4390	4390	4390	4390	4390
L _{HSS} /r _{HSS}		100	100	100	100	100	100	100	100
b _{el} /t _{HSS}		15.98	15.98	15.98	15.98	15.98	15.98	15.98	15.98
C _u	(kN)	461.6	461.6	461.6	461.6	461.6	461.6	461.6	461.6
T _u	(kN)	1104	1104	1104	1104	500	500	500	500
C _n	(kN)	355	355	355	355	355	355	355	355
A _{HSS}	(mm ²)	2400	2400	2400	2400	2400	2400	2400	2400
I _{HSS}	(mm ⁴)	4630000	4630000	4630000	4630000	4630000	4630000	4630000	4630000
r _{HSS}	(mm)	43.9	43.9	43.9	43.9	43.9	43.9	43.9	43.9
Plaque de transfert									
e _{PL}	(mm)	16.7	16.7	20.6	22.2	11.9	18.3	17.5	25.4
e(d _{HSS} /2)/r ² _{HSS}		0.49	0.49	0.61	0.66	0.35	0.54	0.52	0.75
t _{PL}	(mm)	14.29	14.29	19.1	19.1	7.94	7.94	12.7	12.7
b _{PL}	(mm)	292	292	235	235	254	254	178	178
A _{PL}	(mm ²)	4172	4172	4477	4477	2017	2017	2260	2260
I _{PL}	(mm ⁴)	70969	70969	135385	135385	10585	10585	30384	30384
L _{r-PL}	(mm)	42.8	42.8	49.1	49.1	28.6	28.6	36.4	36.4
(EI/L) _{PL}	(kN-mm)/rad	331631	331631	551466	551466	74021	74021	166945	166945
L _{PL}	(mm)	649	649	684	684	372	372	367	367
Détails d'assemblage									
n _b		8	8	8	8	4	4	4	4
d _b	(mm)	25.4	25.4	25.4	25.4	25.4	25.4	25.4	25.4
g _b	(mm)	190	190	133	133	152	152	90	90
p _b	(mm)	76	76	76	76	76	76	76	76
E _{b-PL}	(mm)	44	44	44	44	51	51	44	44
E _{t-b}	(mm)	51	51	51	51	51	51	44	44
L _w	(mm)	304	304	330	330	178	178	178	178
D _w	(mm)	6.4	6.4	6.4	6.4	4.8	4.8	4.8	4.8
CoverPlate (Plaque de renfort)									
L _{CP}	(mm)	229	229	229	229	N/A	N/A	N/A	N/A
b _{CP}	(mm)	70	70	70	70	N/A	N/A	N/A	N/A
t _{CP}	(mm)	6.4	6.4	6.4	6.4	N/A	N/A	N/A	N/A
L _{w-CP}	(mm)	4.8	4.8	4.8	4.8	N/A	N/A	N/A	N/A
Gousset									
t _G	(mm)	19.05	19.05	22.2	25.4	15.88	28.58	22.2	38.1
b _G	(mm)	453	453	396	396	240	240	178	178
I _G	(mm ⁴)	261133	261133	362769	541144	80010	466420	162729	819259
E _{b-G}	(mm)	44	44	44	44	51	51	44	44
L _{w-G}	(mm)	49.1	49.1	55.5	61.8	44.5	69.9	55.5	87.2
(EI/L) _G	(kN-mm)/rad	1063678	1063678	1307276	1751275	359596	1334535	586411	1879034
Section boulonnée									
e _{Mixte}	(mm)	5.43	5.43	6.95	6.84	4.12	4.15	6.36	6.36
I _{Mixte}	(mm ⁴)	1113657	1113657	1762672	2207079	277530	996342	631731	1943106
L _{r-Mixte}	(mm)	294	294	294	294	152.5	152.5	142	142
A _{Mixte}	(mm ²)	12807	12807	13286	14542	5823	8868	6212	9033
Infos Conception									
Int. M1		0.78	0.78	0.89	0.7	0.9	0.39	0.98	0.44
Int. M2		0.98	0.98	1.01	0.84	1.99	0.97	1.97	1.01
C _c /C _{PL}		3.21	3.21	2.37	3.18	4.86	18.03	3.51	11.26

		KLr100_HSS178x16	KLr100_HSS178x16	KLr100_HSS178x16	KLr100_HSS178x16	KLr100_HSS178x16	KLr100_HSS178x16
		NF1_M1	NF1_M2	NF2_M1	NF2_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		178x178x15.9	178x178x15.9	178x178x15.9	178x178x15.9	178x178x15.9	178x178x15.9
d _{HSS}	(mm)	178	178	178	178	178	178
t _{HSS-des}	(mm)	15.9	15.9	15.9	15.9	15.9	15.9
L _{HSS}	(mm)	6570	6570	6570	6570	6570	6570
L _{HSS} /r _{HSS}		100	100	100	100	100	100
b _{el} /t _{HSS}		8.46	8.46	8.46	8.46	8.46	8.46
C _u	(kN)	1697	1697	1697	1697	1697	1697
T _u	(kN)	4057.2	4057.2	4057.2	4057.2	1800	1800
C _n	(kN)	1304	1304	1304	1304	1304	1304
A _{HSS}	(mm ²)	8820	8820	8820	8820	8820	8820
I _{HSS}	(mm ⁴)	38100000	38100000	38100000	38100000	38100000	38100000
r _{HSS}	(mm)	65.7	65.7	65.7	65.7	65.7	65.7
Plaque de transfert							
e _{PL}	(mm)	33.3	33.3	34.93	34.93	25.4	34.9
e(d _{HSS} /2)/r _{HSS} ²		0.69	0.69	0.72	0.72	0.52	0.72
t _{PL}	(mm)	31.75	31.75	34.93	34.93	22.2	22.2
b _{PL}	(mm)	508	508	476	476	317	317
A _{PL}	(mm ²)	16129	16129	16624	16624	7045	7045
I _{PL}	(mm ⁴)	1354920	1354920	1689799	1689799	290004	290004
L _{r-PL}	(mm)	77.8	77.8	84.1	84.1	58.7	58.7
(EI/L _r) _{PL}	(kN·mm)/rad	3483085	3483085	4018547	4018547	988089	988089
L _{PL}	(mm)	1112	1112	1291	1291	895	895
Détails d'assemblage							
n _b		15	15	15	15	10	10
d _b	(mm)	38.1	38.1	38.1	38.1	31.8	31.8
g _b	(mm)	178	178	181	181	165	165
p _b	(mm)	102	102	102	102	89	89
E _{b-PL}	(mm)	57	57	57	57	57	57
E _{t-b}	(mm)	76	76	57	57	76	76
L _w	(mm)	527	527	699	699	381	381
D _w	(mm)	12.7	12.7	9.5	9.5	7.9	7.9
CoverPlate (Plaque de renfort)							
L _{CP}	(mm)	304	304	304	304	N/A	N/A
b _{CP}	(mm)	89	89	89	89	N/A	N/A
t _{CP}	(mm)	19	19	15.9	15.9	N/A	N/A
L _{w-CP}	(mm)	12.7	12.7	9.5	9.5	N/A	N/A
Gousset							
t _G	(mm)	34.9	34.9	34.93	34.93	28.58	47.63
b _G	(mm)	944	944	947	947	576	576
I _G	(mm ⁴)	3349658	3349658	3360308	3360308	1120684	517264
E _{b-G}	(mm)	57	57	57	57	57	57
L _{r-G}	(mm)	84.1	84.1	84.1	84.1	71.41	109.51
(EI/L _r) _G	(kN·mm)/rad	7965893	7965893	7991220	7991220	3138731	944688
Section boulonnée							
e _{Mixte}	(mm)	10.95	10.95	11.69	11.69	7.61	7.14
I _{Mixte}	(mm ⁴)	16739708	16739708	18542679	18542679	4594523	12316078
L _{r-Mixte}	(mm)	494	494	494	494	442	442
A _{Mixte}	(mm ²)	49083	49083	49683	49683	23510	34484
Infos Conception							
Int. M1		0.9	0.9	0.99	0.99	0.93	0.43
Int. M2		1.01	1.01	1.04	1.04	1.91	0.99
C _G /C _{PL}		2.29	2.29	1.99	1.99	3.18	0.96

		KLr115_HSS127x6	KLr115_HSS127x6	KLr115_HSS127x6	KLr115_HSS127x6	KLr115_HSS127x6	KLr115_HSS127x6
		NF1_M1	NF1_M2	NF2_M1	NF2_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		127x127x6.4	127x127x6.4	127x127x6.4	127x127x6.4	127x127x6.4	127x127x6.4
d_{HSS}	(mm)	127	127	127	127	127	127
$t_{HSS-des}$	(mm)	5.72	5.72	5.72	5.72	5.72	5.72
L_{HSS}	(mm)	5646	5646	5646	5646	5646	5646
L_{HSS}/r_{HSS}		115	115	115	115	115	115
b_{el}/t_{HSS}		18.2	18.2	18.2	18.2	18.2	18.2
C_u	(kN)	415.1	415.1	415.1	415.1	415.1	415.1
T_u	(kN)	1237.4	1237.4	1237.4	1237.4	475	475
C_n	(kN)	325	325	325	325	325	325
A_{HSS}	(mm ²)	2690	2690	2690	2690	2690	2690
I_{HSS}	(mm ⁴)	6490000	6490000	6490000	6490000	6490000	6490000
r_{HSS}	(mm)	49.1	49.1	49.1	49.1	49.1	49.1
Plaque de transfert							
e_{PL}	(mm)	16.7	16.7	22.2	20.6	14.3	19.1
$e(d_{HSS}/2)/r_{HSS}^2$		0.44	0.44	0.59	0.54	0.38	0.5
t_{PL}	(mm)	14.29	14.29	19.05	19.05	9.525	9.525
b_{PL}	(mm)	330	330	267	267	229	229
A_{PL}	(mm ²)	4714	4714	5086	5086	2181	2181
I_{PL}	(mm ⁴)	80205	80205	153821	153821	16491	16491
L_{r-PL}	(mm)	42	42	52.4	52.4	30.1	30.1
$(EI/L_r)_{PL}$	(kN-mm)/rad	381929	381929	587103	587103	109575	109575
L_{PL}	(mm)	650	650	660	660	310	310
Détails d'assemblage							
n_b		6	6	6	6	4	4
d_b	(mm)	31.75	31.75	31.75	31.75	25.4	25.4
g_b	(mm)	216	216	216	216	127	127
ρ_b	(mm)	89	89	89	89	76	76
E_{b-PL}	(mm)	57	57	57	57	44	44
E_{t-b}	(mm)	57	57	57	57	44	44
L_w	(mm)	330	330	330	330	127	127
D_w	(mm)	6.4	6.4	6.4	6.4	6.4	6.4
CoverPlate (Plaque de renfort)							
L_{CP}	(mm)	203	203	229	229	N/A	N/A
b_{CP}	(mm)	63.5	63.5	63.5	63.5	N/A	N/A
t_{CP}	(mm)	7.9	7.9	7.9	7.9	N/A	N/A
L_{w-CP}	(mm)	6.4	6.4	6.4	6.4	N/A	N/A
Gousset							
t_G	(mm)	19.05	19.05	25.4	22.2	19.05	28.58
b_G	(mm)	450	450	359	359	229	229
I_G	(mm ⁴)	242851	242851	489614	328224	131789	445021
E_{b-G}	(mm)	57	57	57	57	44	44
L_{r-G}	(mm)	52.35	52.35	65.05	58.7	49.1	68.16
$(EI/L_r)_G$	(kN-mm)/rad	927798	927798	1505347	1118310	536819	1305813
Section boulonnée							
e_{Mixte}	(mm)	6.17	6.17	7.96	8.04	4.77	4.77
I_{Mixte}	(mm ⁴)	1148450	1148450	2255480	1804765	445014	1055215
$L_{r-Mixte}$	(mm)	264	264	263.5	263.5	142	142
A_{Mixte}	(mm ²)	12745	12745	14193	13057	6539	8719
Infos Conception							
Int. M1		0.9	0.9	0.84	1.06	0.77	0.42
Int. M2		0.95	0.95	0.84	1	1.56	0.95
C_G/C_{PL}		2.43	2.43	2.56	1.90	4.90	11.92

		KLr123_HSS89x8	KLr123_HSS89x8	KLr123_HSS89x8	KLr123_HSS89x8	KLr123_HSS89x8	KLr123_HSS89x8
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		89x89x8.0	89x89x8.0	89x89x8.0	89x89x8.0	89x89x8.0	89x89x8.0
d_{HSS}	(mm)	88.9	88.9	88.9	88.9	88.9	88.9
$t_{HSS-des}$	(mm)	7.16	7.16	7.16	7.16	7.16	7.16
L_{HSS}	(mm)	4034	4034	4034	4034	4034	4034
L_{HSS}/r_{HSS}		123	123	123	123	123	123
b_{ef}/t_{HSS}		8.42	8.42	8.42	8.42	8.42	8.42
C_u	(kN)	304.9	304.9	304.9	304.9	304.9	304.9
T_u	(kN)	1016.6	1016.6	350	350	350	350
C_n	(kN)	241	241	241	241	241	241
A_{HSS}	(mm ²)	2210	2210	2210	2210	2210	2210
I_{HSS}	(mm ⁴)	2380000	2380000	2380000	2380000	2380000	2380000
r_{HSS}	(mm)	32.8	32.8	32.8	32.8	32.8	32.8
Plaque de transfert							
e_{PL}	(mm)	15.1	14.3	12.7	17.5	11.1	15.1
$e(d_{HSS}/2)/r_{HSS}^2$		0.62	0.59	0.52	0.72	0.46	0.62
t_{PL}	(mm)	14.29	14.29	9.525	9.525	7.94	7.94
b_{PL}	(mm)	279	279	178	178	204	204
A_{PL}	(mm ²)	3986	3986	1695	1695	1619	1619
I_{PL}	(mm ⁴)	67810	67810	12818	12818	8502	8502
L_{r-PL}	(mm)	39.6	39.6	30.1	30.1	26.9	26.9
$(EI/L_r)_{PL}$	(kN·mm)/rad	342475	342475	85169	85169	63212	63212
L_{PL}	(mm)	648.6	648.6	285	285	282	282
Détails d'assemblage							
n_b		8	8	4	4	4	4
d_b	(mm)	25.4	25.4	25.4	25.4	25.4	25.4
g_b	(mm)	177	177	90	90	116	116
p_b	(mm)	76	76	76	76	76	76
E_{b-PL}	(mm)	44	44	44	44	44	44
E_{t-b}	(mm)	51	51	44	44	44	44
L_w	(mm)	304	304	102	102	102	102
D_w	(mm)	6.4	6.4	6.4	6.4	6.4	6.4
CoverPlate (Plaque de renfort)							
L_{CP}	(mm)	178	178	N/A	N/A	N/A	N/A
b_{CP}	(mm)	44	44	N/A	N/A	N/A	N/A
t_{CP}	(mm)	7.9	7.9	N/A	N/A	N/A	N/A
L_{w-CP}	(mm)	4.8	4.8	N/A	N/A	N/A	N/A
Gousset							
t_G	(mm)	15.88	14.29	15.88	25.4	14.29	22.2
b_G	(mm)	440	4400	178	178	204	204
I_G	(mm ⁴)	146923	107062	59320	242743	49548	186531
E_{b-G}	(mm)	44	44	44	44	44	44
L_{r-G}	(mm)	42.76	39.58	42.76	61.8	39.58	55.5
$(EI/L_r)_G$	(kN·mm)/rad	687198	540990	277456	785576	250369	672184
Section boulonnée							
e_{Mixte}	(mm)	5.48	5.54	4.77	4.77	3.97	3.97
I_{Mixte}	(mm ⁴)	792347	673075	243050	631428	186576	466424
$L_{r-Mixte}$	(mm)	294	294	142	142	142	142
A_{Mixte}	(mm ²)	10978	10278	4518	6210	4531	6149
Infos Conception							
Int. M1		0.98	1.19	1	0.49	0.91	0.47
Int. M2		0.86	0.99	1.86	1.03	1.77	1.03
C_G/C_{PL}		2.01	1.58	3.26	9.22	3.96	10.63

		KLr125_HSS203x13	KLr125_HSS203x13	KLr125_HSS203x13	KLr125_HSS203x13
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		203x203x12.7	203x203x12.7	203x203x12.7	203x203x12.7
d_{HSS}	(mm)	203	203	203	203
$t_{HSS-des}$	(mm)	11.43	11.43	11.43	11.43
L_{HSS}	(mm)	9688	9688	9688	9688
L_{HSS}/r_{HSS}		125	125	125	125
b_{el}/t_{HSS}		13.76	13.76	13.76	13.76
C_u	(kN)	1131.5	1131.5	1131.5	1131.5
T_u	(kN)	3877.8	3877.8	1200	1200
C_n	(kN)	896	896	896	896
A_{HSS}	(mm ²)	8430	8430	8430	8430
I_{HSS}	(mm ⁴)	50600000	50600000	50600000	50600000
r_{HSS}	(mm)	77.5	77.5	77.5	77.5
Plaque de transfert					
e_{PL}	(mm)	36.5	33.3	20.6	28.6
$e(d_{HSS}/2)/r_{HSS}^2$		0.62	0.56	0.35	0.48
t_{PL}	(mm)	38.1	38.1	19.1	19.1
b_{PL}	(mm)	416	416	254	254
A_{PL}	(mm ²)	15735	15735	4839	4839
I_{PL}	(mm ⁴)	1903460	1903460	146331	146331
L_{r-PL}	(mm)	90.5	90.5	49.1	49.1
$(EI/L_r)_{PL}$	(kN·mm)/rad	4206541	4206541	596053	596053
L_{PL}	(mm)	1321	1321	684	684
Détails d'assemblage					
n_b		18	18	10	10
d_b	(mm)	31.8	31.8	25.4	25.4
g_b	(mm)	151	151	152	152
p_b	(mm)	89	89	76	76
E_{b-PL}	(mm)	57	57	44	44
E_{t-b}	(mm)	57	57	51	51
L_w	(mm)	686	686	254	254
D_w	(mm)	9.5	9.5	7.9	7.9
CoverPlate (Plaque de renfort)					
L_{CP}	(mm)	318	318	N/A	N/A
b_{CP}	(mm)	114	114	N/A	N/A
t_{CP}	(mm)	12.7	12.7	N/A	N/A
L_{w-CP}	(mm)	9.5	9.5	N/A	N/A
Gousset					
t_G	(mm)	34.93	28.58	22.2	38.1
b_G	(mm)	973	973	503	503
I_G	(mm ⁴)	3454668	1893145	460501	2318391
E_{b-G}	(mm)	57	57	44	44
L_{r-G}	(mm)	84.1	71.41	55.5	87.5
$(EI/L_r)_G$	(kN·mm)/rad	8215620	5302185	1659463	5299179
Section boulonnée					
e_{Mixte}	(mm)	11.61	12.1	6.234	5.76
I_{Mixte}	(mm ⁴)	19782038	15032815	2045597	5619245
$L_{r-Mixte}$	(mm)	530.5	530.5	370	370
A_{Mixte}	(mm ²)	49837	43662	16021	24004
Infos Conception					
Int. M1		0.93	1.35	0.98	0.43
Int. M2		0.7	0.94	1.95	0.96
C_G/C_{PL}		1.95	1.26	2.78	8.89

		KLr133_HSS89x9	KLr133_HSS89x9	KLr133_HSS89x9	KLr133_HSS89x9
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		89x89x9.5	89x89x9.5	89x89x9.5	89x89x9.5
d_{HSS}	(mm)	88.9	88.9	88.9	88.9
$t_{HSS-des}$	(mm)	7.16	7.16	7.16	7.16
L_{HSS}	(mm)	4362	4362	4362	4362
L_{HSS}/r_{HSS}		133	133	133	133
b_{el}/t_{HSS}		6.36	6.36	6.36	6.36
C_u	(kN)	266.7	266.7	266.7	266.7
T_u	(kN)	1016.6	1016.6	300	300
C_n	(kN)	213	213	213	213
A_{HSS}	(mm ²)	2210	2210	2210	2210
I_{HSS}	(mm ⁴)	2380000	2380000	2380000	2380000
r_{HSS}	(mm)	32.8	32.8	32.8	32.8
Plaque de transfert					
e_{PL}	(mm)	15.1	14.3	12.7	17.5
$e(d_{HSS}/2)/r_{HSS}^2$		0.62	0.59	0.52	0.72
t_{PL}	(mm)	14.29	14.29	9.525	9.525
b_{PL}	(mm)	275	275	165	165
A_{PL}	(mm ²)	3929	3929	1572	1572
I_{PL}	(mm ⁴)	66837	66837	11882	11882
L_{T-PL}	(mm)	39.6	39.6	30.1	30.1
$(EI/L_T)_{PL}$	(kN·mm)/rad	337561	337561	78950	78950
L_{PL}	(mm)	612	612	272	272
Détails d'assemblage					
n_b		8	8	4	4
d_b	(mm)	25.4	25.4	25.4	25.4
g_b	(mm)	187	187	77	77
p_b	(mm)	76	76	76	76
E_{b-PL}	(mm)	44	44	44	44
E_{t-b}	(mm)	44	44	44	44
L_w	(mm)	267	267	89	89
D_w	(mm)	6.4	6.4	6.4	6.4
CoverPlate (Plaque de renfort)					
L_{CP}	(mm)	178	178	N/A	N/A
b_{CP}	(mm)	44	44	N/A	N/A
t_{CP}	(mm)	9.5	9.5	N/A	N/A
L_{w-CP}	(mm)	4.8	4.8	N/A	N/A
Gousset					
t_G	(mm)	15.88	14.29	15.88	25.4
b_G	(mm)	450	450	165	165
I_G	(mm ⁴)	150261	109494	54981	224991
E_{b-G}	(mm)	44	44	44	44
L_{r-G}	(mm)	42.76	39.58	42.76	61.8
$(EI/L_r)_G$	(kN·mm)/rad	702811	553279	257161	728126
Section boulonnée					
e_{Mixte}	(mm)	5.35	5.42	4.77	4.77
I_{Mixte}	(mm ⁴)	794020	674390	255287	585278
$L_{r-Mixte}$	(mm)	294	294	142	142
A_{Mixte}	(mm ²)	11079	10363	4188	5756
Infos Conception					
Int. M1		0.93	1.13	0.98	0.47
Int. M2		0.73	0.85	1.75	0.97
C_G/C_{PL}		2.08	1.64	3.26	9.22

		KLr143_HSS102x6	KLr143_HSS102x6	KLr143_HSS102x6	KLr143_HSS102x6	KLr143_HSS102x6	KLr143_HSS102x6
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		102x102x6.4	102x102x6.4	102x102x6.4	102x102x6.4	102x102x6.4	102x102x6.4
d _{HSS}	(mm)	101.6	101.6	101.6	101.6	101.6	101.6
t _{HSS-des}	(mm)	5.72	5.72	5.72	5.72	5.72	5.72
L _{HSS}	(mm)	5534	5534	5534	5534	5534	5534
L _{HSS} /r _{HSS}		143	143	143	143	143	143
b _{el} /t _{HSS}		13.76	13.76	13.76	13.76	13.76	13.76
C _u	(kN)	224.1	224.1	224.1	224.1	224.1	224.1
T _u	(kN)	970.6	970.6	300	300	300	300
C _n	(kN)	180	180	180	180	180	180
A _{HSS}	(mm ²)	2110	2110	2110	2110	2110	2110
I _{HSS}	(mm ⁴)	3160000	3160000	3160000	3160000	3160000	3160000
r _{HSS}	(mm)	38.7	38.7	38.7	38.7	38.7	38.7
Plaque de transfert							
e _{PL}	(mm)	19.1	16.7	10.3	15.1	15.9	17.5
e(d _{HSS} /2)/r ² _{HSS}		0.65	0.57	0.35	0.51	0.54	0.59
t _{PL}	(mm)	19.1	19.1	7.94	7.94	12.7	12.7
b _{PL}	(mm)	216	216	178	178	165	165
A _{PL}	(mm ²)	4115	4115	1413	1413	2096	2096
I _{PL}	(mm ⁴)	124439	124439	7418	7418	28165	28165
L _{T-PL}	(mm)	49.1	49.1	26.9	26.9	36.4	36.4
(EI/L _T) _{PL}	(kN·mm)/rad	506880	506880	55152	55152	154753	154753
L _{PL}	(mm)	608	608	282	282	291	291
Détails d'assemblage							
n _b		8	8	4	4	4	4
d _b	(mm)	25.4	25.4	25.4	25.4	25.4	25.4
g _b	(mm)	128	128	90	90	77	77
p _b	(mm)	76	76	76	76	76	76
E _{b-PL}	(mm)	44	44	44	44	44	44
E _{t-b}	(mm)	44	44	44	44	44	44
L _w	(mm)	254	254	102	102	102	102
D _w	(mm)	6.4	6.4	6.4	6.4	6.4	6.4
CoverPlate (Plaque de renfort)							
L _{CP}	(mm)	203	203	N/A	N/A	N/A	N/A
b _{CP}	(mm)	64	64	N/A	N/A	N/A	N/A
t _{CP}	(mm)	7.9	7.9	N/A	N/A	N/A	N/A
L _{w-CP}	(mm)	6.4	6.4	N/A	N/A	N/A	N/A
Gousset							
t _G	(mm)	19.1	14.29	12.7	22.23	19.05	22.23
b _G	(mm)	391	391	178	178	165	165
I _G	(mm ⁴)	225415	95147	30343	162729	94918	150828
E _{b-G}	(mm)	44	44	44	44	44	44
L _{T-G}	(mm)	49.1	39.58	36.4	55.46	49.1	55.46
(EI/L _T) _G	(kN·mm)/rad	918187	480783	166720	586834	386631	543916
Section boulonnée							
e _{Mixte}	(mm)	6.78	7.07	3.97	3.97	6.36	6.36
I _{Mixte}	(mm ⁴)	1311985	878285	130290	406939	439756	585561
L _{T-Mixte}	(mm)	294	294	142	142	142	142
A _{Mixte}	(mm ²)	11569	9706	3670	5364	5234	5758
Infos Conception							
Int. M1		0.99	1.7	1.02	0.42	0.98	0.75
Int. M2		0.61	0.93	1.74	0.86	1.26	1.03
C _G /C _{PL}		1.81	0.95	3.02	10.64	2.50	3.51

		KLr150_HSS89x8	KLr150_HSS89x8	KLr150_HSS89x8	KLr150_HSS89x8	KLr150_HSS89x8	KLr150_HSS89x8
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		89x89x8	89x89x8	89x89x8	89x89x8	89x89x8	89x89x8
d_{HSS}	(mm)	88.9	88.9	88.9	88.9	88.9	88.9
$t_{HSS-des}$	(mm)	7.16	7.16	7.16	7.16	7.16	7.16
L_{HSS}	(mm)	4920	4920	4920	4920	4920	4920
L_{HSS}/r_{HSS}		150	150	150	150	150	150
b_{el}/t_{HSS}		8.42	8.42	8.42	8.42	8.42	8.42
C_u	(kN)	215	215	215	215	215	215
T_u	(kN)	1017	1017	250	250	250	250
C_n	(kN)	174	174	174	174	174	174
A_{HSS}	(mm ²)	2210	2210	2210	2210	2210	2210
I_{HSS}	(mm ⁴)	2380000	2380000	2380000	2380000	2380000	2380000
r_{HSS}	(mm)	32.8	32.8	32.8	32.8	32.8	32.8
Plaque de transfert							
e_{PL}	(mm)	15.1	13.5	9.5	12.7	11.1	15.1
$e(d_{HSS}/2)/r_{HSS}^2$		0.62	0.56	0.39	0.52	0.46	0.62
t_{PL}	(mm)	14.3	14.3	6.35	6.35	7.94	7.94
b_{PL}	(mm)	273	273	178	178	165	165
A_{PL}	(mm ²)	3901	3901	1130	1130	1310	1310
I_{PL}	(mm ⁴)	66364	66364	3798	3798	6876	6876
L_{r-PL}	(mm)	39.6	39.6	23.7	23.7	26.9	26.9
$(EI/L_r)_{PL}$	(kN·mm)/rad	335172	335172	32051	32051	51123	51123
L_{PL}	(mm)	637	637	265.7	265.7	269	269
Détails d'assemblage							
n_b		8	8	4	4	4	4
d_b	(mm)	25.4	25.4	19.05	19.05	19.1	19.1
g_b	(mm)	171	171	90	90	77	77
p_b	(mm)	76	76	76	76	76	76
E_{b-PL}	(mm)	44	44	44	44	44	44
E_{t-b}	(mm)	51	51	44	44	44	44
L_w	(mm)	292	292	89	89	89	89
D_w	(mm)	6.4	6.4	6.4	6.4	4.8	4.8
CoverPlate (Plaque de renfort)							
L_{CP}	(mm)	178	178	N/A	N/A	N/A	N/A
b_{CP}	(mm)	44	44	N/A	N/A	N/A	N/A
t_{CP}	(mm)	7.9	7.9	N/A	N/A	N/A	N/A
L_{w-CP}	(mm)	6.4	6.4	N/A	N/A	N/A	N/A
Gousset							
t_G	(mm)	15.88	12.7	12.7	19.05	14.29	22.23
b_G	(mm)	434	434	178	178	165	165
I_G	(mm ⁴)	144921	74130	30343	102407	40065	150828
E_{b-G}	(mm)	44	44	44	44	44	44
L_{r-G}	(mm)	42.76	36.4	36.4	49.1	39.58	55.46
$(EI/L_r)_G$	(kN·mm)/rad	677834	407308	166720	417136	202451	543916
Section boulonnée							
e_{Mixte}	(mm)	5.45	5.59	3.18	3.18	3.97	3.97
I_{Mixte}	(mm ⁴)	778109	556483	102475	242888	150885	150885
$L_{r-Mixte}$	(mm)	294	294	142	142	142	142
A_{Mixte}	(mm ²)	10797	9416	3388	4517	3664	3664
Infos Conception							
Int. M1		0.92	1.41	0.78	0.43	0.86	0.43
Int. M2		0.61	0.84	1.57	0.95	1.54	0.89
C_G/C_{PL}		2.02	1.22	5.20	13.01	3.96	10.64

		KLr150_HSS102x6	KLr150_HSS102x6	KLr150_HSS102x6	KLr150_HSS102x6	KLr150_HSS102x6	KLr150_HSS102x6
		NF1_M1	NF1_M2	NF2_M1	NF2_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		102x102x6.4	102x102x6.4	102x102x6.4	102x102x6.4	102x102x6.4	102x102x6.4
d_{HSS}	(mm)	101.6	101.6	101.6	101.6	101.6	101.6
$t_{HSS-des}$	(mm)	5.72	5.72	5.72	5.72	5.72	5.72
L_{HSS}	(mm)	5805	5805	5805	5805	5805	5805
L_{HSS}/r_{HSS}		150	150	150	150	150	150
b_{el}/t_{HSS}		13.76	13.76	13.76	13.76	13.76	13.76
C_u	(kN)	205.7	205.7	205.7	205.7	205.7	205.7
T_u	(kN)	971	971	971	971	250	250
C_n	(kN)	166	166	166	166	166	166
A_{HSS}	(mm ²)	2110	2110	2110	2110	2110	2110
I_{HSS}	(mm ⁴)	3160000	3160000	3160000	3160000	3160000	3160000
r_{HSS}	(mm)	38.7	38.7	38.7	38.7	38.7	38.7
Plaque de transfert							
e_{PL}	(mm)	13.5	12.7	19.1	15.9	12.7	15.9
$e(d_{HSS}/2)/r_{HSS}^2$		0.46	0.43	0.65	0.54	0.43	0.54
t_{PL}	(mm)	12.7	12.7	19.05	19.05	9.5	9.5
b_{PL}	(mm)	292	292	216	216	152	152
A_{PL}	(mm ²)	3708	3708	4116	4116	1448	1448
I_{PL}	(mm ⁴)	49844	49844	124439	124439	10946	10946
L_{r-PL}	(mm)	36.4	36.4	49.1	49.1	30.1	30.1
$(EI/L_r)_{PL}$	(kN·mm)/rad	273868	273868	506880	506880	72731	72731
L_{PL}	(mm)	595	595	608	608	285	285
Détails d'assemblage							
n_b		8	8	8	8	4	4
d_b	(mm)	25.4	25.4	25.4	25.4	25.4	25.4
g_b	(mm)	204	204	128	128	64	64
p_b	(mm)	76	76	76	76	76	76
E_{b-PL}	(mm)	44	44	44	44	44	44
E_{t-b}	(mm)	44	44	44	44	44	44
L_w	(mm)	254	254	254	254	102	102
D_w	(mm)	6.4	6.4	6.4	6.4	4.8	4.8
CoverPlate (Plaque de renfort)							
L_{CP}	(mm)	229	229	229	229	N/A	N/A
b_{CP}	(mm)	51	51	57	57	N/A	N/A
t_{CP}	(mm)	7.9	7.9	7.9	7.9	N/A	N/A
L_{w-CP}	(mm)	6.4	6.4	6.4	6.4	N/A	N/A
Gousset							
t_G	(mm)	14.29	12.7	19.1	12.7	15.88	22.2
b_G	(mm)	467	467	391	391	152	152
I_G	(mm ⁴)	113628	79763	225415	66790	50643	138927
E_{b-G}	(mm)	44	44	44	44	44	44
L_{r-G}	(mm)	39.6	36.4	49.1	36.4	42.76	55.46
$(EI/L_r)_G$	(kN·mm)/rad	573879	438258	918187	366978	236871	500999
Section boulonnée							
e_{Mixte}	(mm)	4.82	4.88	6.78	7.19	4.77	4.767
I_{Mixte}	(mm ⁴)	597680	497707	1311985	758491	207524	405256
$L_{r-Mixte}$	(mm)	294	294	294	294	142	142
A_{Mixte}	(mm ²)	10386	9643	11569	9084	3858	4821
Infos Conception							
Int. M1		0.9	1.12	0.98	2.12	0.91	0.53
Int. M2		0.6	0.71	0.56	1.02	1.47	0.96
C_G/C_{PL}		2.10	1.60	1.81	0.72	3.26	6.89

		KLr150_HSS127x9	KLr150_HSS127x9	KLr150_HSS127x9	KLr150_HSS127x9	KLr150_HSS127x9	KLr150_HSS127x9	KLr150_HSS127x9	KLr150_HSS127x9
		NF1_M1	NF1_M2	NF2_M1	NF2_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		127x127x9.5	127x127x9.5	127x127x9.5	127x127x9.5	127x127x9.5	127x127x9.5	127x127x9.5	127x127x9.5
d _{HSS}	(mm)	127	127	127	127	127	127	127	127
t _{HSS-des}	(mm)	8.58	8.58	8.58	8.58	8.58	8.58	8.58	8.58
L _{HSS}	(mm)	7155	7155	7155	7155	7155	7155	7155	7155
L _{HSS} /r _{HSS}		150	150	150	150	150	150	150	150
b _e /t _{HSS}		10.8	10.8	10.8	10.8	10.8	10.8	10.8	10.8
C _u	(kN)	377.3	377.3	377.3	377.3	377.3	377.3	377.3	377.3
T _u	(kN)	1780.2	1780.2	1780.2	1780.2	425	425	425	425
C _n	(kN)	304	304	304	304	304	304	304	304
A _{HSS}	(mm ²)	3870	3870	3870	3870	3870	3870	3870	3870
I _{HSS}	(mm ⁴)	8820000	8820000	8820000	8820000	8820000	8820000	8820000	8820000
r _{HSS}	(mm)	47.7	47.7	47.7	47.7	47.7	47.7	47.7	47.7
Plaque de transfert									
e _{PL}	(mm)	25.4	22.2	19.05	16.7	11.1	16.7	17.5	23.8
e(d _{HSS} /2)/r ² _{HSS}		0.71	0.62	0.53	0.47	0.31	0.47	0.49	0.66
t _{PL}	(mm)	25.4	25.4	19.1	19.1	7.94	7.94	12.7	12.7
b _{PL}	(mm)	286	286	349	349	222	222	165	165
A _{PL}	(mm ²)	7264	7264	6653	6653	1762	1762	2096	2096
I _{PL}	(mm ⁴)	390558	390558	201062	201062	9252	9252	28165	28165
L _{PL}	(mm)	65.1	65.1	52.4	52.4	26.9	26.9	36.4	36.4
(EI/L) _{PL}	(kN-mm)/rad	1199871	1199871	767412	767412	68788	68788	154753	154753
L _{PL}	(mm)	896	896	883	883	307	307	316.4	316.4
Détails d'assemblage									
n _b		10	10	10	10	4	4	4	4
d _b	(mm)	31.8	31.8	31.8	31.8	25.4	25.4	25.4	25.4
g _o	(mm)	172	172	235	235	134	134	77	77
g _b	(mm)	89	89	89	89	76	76	76	76
E _{D-PL}	(mm)	57	57	57	57	44	44	44	44
E _{b-b}	(mm)	57	57	57	57	51	51	44	44
L _w	(mm)	375	375	375	375	127	127	127	127
D _w	(mm)	7.9	7.9	7.9	7.9	6.4	6.4	6.4	6.4
CoverPlate (Plaque de renfort)									
L _{CP}	(mm)	298	298	298	298	N/A	N/A	N/A	N/A
b _{CP}	(mm)	76	76	76	76	N/A	N/A	N/A	N/A
t _{CP}	(mm)	9.5	9.5	7.9	7.9	N/A	N/A	N/A	N/A
L _{w-CP}	(mm)	6.4	6.4	6.4	6.4	N/A	N/A	N/A	N/A
Gousset									
t _G	(mm)	25.4	19.05	19.1	14.29	14.29	25.4	22.23	34.93
b _G	(mm)	583	583	646	646	222	222	165	165
I _G	(mm ⁴)	796238	335913	372208	157108	53925	302829	150828	584888
E _{D-G}	(mm)	57	57	57	57	44	44	44	44
L _G	(mm)	65.05	52.35	52.4	42.83	39.58	61.8	55.46	80.85
(EI/L) _G	(kN-mm)/rad	2448080	1283335	1420641	733635	272486	980029	543916	1446847
Section boulonnée									
e _{Mixte}	(mm)	8.36	8.79	6.681	6.98	3.97	3.97	6.36	6.36
I _{Mixte}	(mm ⁴)	4331169	2895905	2139794	1432238	203049	685013	585561	1484074
L _{Mixte}	(mm)	442	442	442	442	142	142	142	142
A _{Mixte}	(mm ²)	22074	18372	18956	15881	4931	7395	5758	7850
Infos Conception									
Int. M1		0.87	1.5	0.97	1.67	0.97	0.42	0.92	0.46
Int. M2		0.52	0.79	0.63	0.95	2.01	0.99	1.74	0.99
C _G /C _{PL}		2.04	1.07	1.85	0.96	3.96	14.25	3.51	9.35

		KLr152_HSS152x8	KLr152_HSS152x8	KLr152_HSS152x8	KLr152_HSS152x8	KLr152_HSS152x8	KLr152_HSS152x8
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		152x152x8.0	152x152x8.0	152x152x8.0	152x152x8.0	152x152x8.0	152x152x8.0
d_{HSS}	(mm)	152.4	152.4	152.4	152.4	152.4	152.4
$t_{HSS-des}$	(mm)	7.16	7.16	7.16	7.16	7.16	7.16
L_{HSS}	(mm)	8938	8938	8938	8938	8938	8938
L_{HSS}/r_{HSS}		152	152	152	152	152	152
b_{el}/t_{HSS}		17.28	17.28	17.28	17.28	17.28	17.28
C_u	(kN)	383.5	383.5	383.5	383.5	383.5	383.5
T_u	(kN)	1853.8	1853.8	425	425	425	425
C_n	(kN)	309	309	309	309	309	309
A_{HSS}	(mm ²)	4030	4030	4030	4030	4030	4030
I_{HSS}	(mm ⁴)	13900000	13900000	13900000	13900000	13900000	13900000
r_{HSS}	(mm)	58.8	58.8	58.8	58.8	58.8	58.8
Plaque de transfert							
e_{PL}	(mm)	30.2	25.4	17.5	23.8	11.1	16.7
$e(d_{HSS}/2)/r_{HSS}^2$		0.66	0.56	0.38	0.52	0.24	0.37
t_{PL}	(mm)	31.75	31.75	12.7	12.7	7.94	7.94
b_{PL}	(mm)	254	254	178	178	222	222
A_{PL}	(mm ²)	8065	8065	2261	2261	1762	1762
I_{PL}	(mm ⁴)	677460	677460	30384	30384	9252	9252
L_{r-PL}	(mm)	77.8	77.8	36.4	36.4	26.9	26.9
$(EI/L_r)_{PL}$	(kN·mm)/rad	1741542	1741542	166945	166945	68788	68788
L_{PL}	(mm)	927	927	341.4	341.4	332	332
Détails d'assemblage							
n_b		10	10	4	4	4	4
d_b	(mm)	31.75	31.75	25.4	25.4	25.4	25.4
g_b	(mm)	140	140	90	90	134	134
p_b	(mm)	89	89	76	76	76	76
E_{b-PL}	(mm)	57	57	44	44	44	44
E_{t-b}	(mm)	57	57	44	44	44	44
L_w	(mm)	394	394	152	152	152	152
D_w	(mm)	7.9	7.9	6.4	6.4	6.4	6.4
CoverPlate (Plaque de renfort)							
L_{CP}	(mm)	305	305	N/A	N/A	N/A	N/A
b_{CP}	(mm)	102	102	N/A	N/A	N/A	N/A
t_{CP}	(mm)	9.5	9.5	N/A	N/A	N/A	N/A
L_{w-CP}	(mm)	6.4	6.4	N/A	N/A	N/A	N/A
Gousset							
t_G	(mm)	28.58	19.05	22.23	34.93	14.29	25.4
b_G	(mm)	551	551	178	178	222	222
I_G	(mm ⁴)	1072050	317478	162729	631038	53925	302829
E_{b-G}	(mm)	57	57	44	44	44	44
L_{r-G}	(mm)	71.41	52.35	55.46	80.85	39.58	61.8
$(EI/L_r)_G$	(kN·mm)/rad	3002521	1212905	586834	1561009	272486	980029
Section boulonnée							
e_{Mixte}	(mm)	10.22	11.04	6.36	6.36	3.97	3.97
I_{Mixte}	(mm ⁴)	6602620	3937421	631731	1601096	203049	685013
$L_{r-Mixte}$	(mm)	441.5	441.5	142	142	142	142
A_{Mixte}	(mm ²)	23814	18562	6212	8469	4931	7395
Infos Conception							
Int. M1		0.99	2.15	0.9	0.45	0.98	0.42
Int. M2		0.52	0.95	1.64	0.93	2.04	1
C_G/C_{PL}		1.72	0.70	3.52	9.35	3.96	14.25

		KLr165_HSS127x6	KLr165_HSS127x6	KLr165_HSS127x6	KLr165_HSS127x6	KLr165_HSS127x6	KLr165_HSS127x6
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		127x127x6.4	127x127x6.4	127x127x6.4	127x127x6.4	127x127x6.4	127x127x6.4
d _{HSS}	(mm)	127	127	127	127	127	127
t _{HSS-des}	(mm)	5.72	5.72	5.72	5.72	5.72	5.72
L _{HSS}	(mm)	8100	8100	8100	8100	8100	8100
L _{HSS} /r _{HSS}		165	165	165	165	165	165
b _{el} /t _{HSS}		18.2	18.2	18.2	18.2	18.2	18.2
C _u	(kN)	220.4	220.4	220.4	220.4	220.4	220.4
T _u	(kN)	1237.4	1237.4	275	275	275	275
C _n	(kN)	179	179	179	179	179	179
A _{HSS}	(mm ²)	2690	2690	2690	2690	2690	2690
I _{HSS}	(mm ⁴)	6490000	6490000	6490000	6490000	6490000	6490000
r _{HSS}	(mm)	49.1	49.1	49.1	49.1	49.1	49.1
Plaque de transfert							
e _{PL}	(mm)	27	22.2	11.1	15.1	9.5	12.7
e(d _{HSS} /2)/r _{HSS} ²		0.71	0.59	0.29	0.4	0.25	0.33
t _{PL}	(mm)	25.4	25.4	7.94	7.94	6.35	6.35
b _{PL}	(mm)	216	216	178	178	203	203
A _{PL}	(mm ²)	5486	5486	1418	1418	1289	1289
I _{PL}	(mm ⁴)	294967	294967	7418	7418	4331	4331
L _{r-PL}	(mm)	65.1	65.1	30.1	30.1	23.7	23.7
(EI/L _r) _{PL}	(kN·mm)/rad	906197	906197	49289	49289	36549	36549
L _{PL}	(mm)	673	673	346	346	303.7	303.7
Détails d'assemblage							
n _b		6	6	4	4	4	4
d _b	(mm)	31.75	31.75	25.4	25.4	25.4	25.4
g _b	(mm)	102	102	90	90	90	90
p _b	(mm)	89	89	76	76	76	76
E _{b-PL}	(mm)	57	57	44	44	44	44
E _{t-b}	(mm)	57	57	44	44	44	44
L _w	(mm)	330	330	127	127	127	127
D _w	(mm)	6.4	6.4	6.4	6.4	6.4	6.4
CoverPlate (Plaque de renfort)							
L _{CP}	(mm)	254	254	N/A	N/A	N/A	N/A
b _{CP}	(mm)	76	76	N/A	N/A	N/A	N/A
t _{CP}	(mm)	7.9	7.9	N/A	N/A	N/A	N/A
L _{w-CP}	(mm)	6.4	6.4	N/A	N/A	N/A	N/A
Gousset							
t _G	(mm)	28.58	19.05	14.29	22.23	12.7	19.05
b _G	(mm)	308	308	178	178	203	203
I _G	(mm ⁴)	598277	177174	43228	162729	34610	116810
E _{b-G}	(mm)	57	57	44	44	44	44
L _{r-G}	(mm)	71.4	52.4	39.58	55.46	36.4	49.1
(EI/L _r) _G	(kN·mm)/rad	1675846	676237	218434	586834	190165	475804
Section boulonnée							
e _{Mixte}	(mm)	10.37	10.75	3.97	3.97	3.18	3.18
I _{Mixte}	(mm ⁴)	3353906	1871598	162782	406939	116877	277028
L _{r-Mixte}	(mm)	263.5	263.5	142	142	142	142
A _{Mixte}	(mm ²)	14276	11345	3953	5364	3864	5152
Infos Conception							
Int. M1		0.97	2.11	0.84	0.42	0.74	0.4
Int. M2		0.49	0.87	1.46	0.84	1.41	0.85
C _G /C _{PL}		1.85	0.75	4.43	11.91	5.20	13.02

		KLr175_HSS89x6	KLr175_HSS89x6	KLr175_HSS89x6	KLr175_HSS89x6	KLr175_HSS89x6	KLr175_HSS89x6
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		89x89x6.4	89x89x6.4	89x89x6.4	89x89x6.4	89x89x6.4	89x89x6.4
d_{HSS}	(mm)	88.9	88.9	88.9	88.9	88.9	88.9
$t_{HSS-des}$	(mm)	5.72	5.72	5.72	5.72	5.72	5.72
L_{HSS}	(mm)	5862	5862	5862	5862	5862	5862
L_{HSS}/r_{HSS}		175	175	175	175	175	175
b_{el}/t_{HSS}		11.54	11.54	11.54	11.54	11.54	11.54
C_u	(kN)	133.7	133.7	133.7	133.7	133.7	133.7
T_u	(kN)	837.2	837.2	175	175	175	175
C_n	(kN)	109	109	109	109	109	109
A_{HSS}	(mm ²)	1820	1820	1820	1820	1820	1820
I_{HSS}	(mm ⁴)	2050000	2050000	2050000	2050000	2050000	2050000
r_{HSS}	(mm)	33.5	33.5	33.5	33.5	33.5	33.5
Plaque de transfert							
e_{PL}	(mm)	16.7	13.5	6.4	8.7	10.3	11.1
$e(d_{HSS}/2)/r_{HSS}^2$		0.66	0.53	0.25	0.35	0.41	0.44
t_{PL}	(mm)	14.29	14.29	4.76	4.76	7.94	7.94
b_{PL}	(mm)	235	235	165	165	165	165
A_{PL}	(mm ²)	3358	3358	786	786	1310	1310
I_{PL}	(mm ⁴)	57116	57116	1485	1485	6876	6876
L_{T-PL}	(mm)	39.6	39.6	20.5	20.5	26.9	26.9
$(EI/L_t)_{PL}$	(kN·mm)/rad	288465	288465	14488	14488	51123	51123
L_{PL}	(mm)	499	499	263	263	269	269
Détails d'assemblage							
n_b		6	6	4	4	4	4
d_b	(mm)	25.4	25.4	19.05	19.05	19.05	19.05
g_b	(mm)	147	147	77	77	77	77
p_b	(mm)	76	76	76	76	76	76
E_{b-PL}	(mm)	44	44	44	44	44	44
E_{t-b}	(mm)	44	44	44	44	44	44
L_w	(mm)	230	230	89	89	89	89
D_w	(mm)	6.4	6.4	6.4	6.4	6.4	6.4
CoverPlate (Plaque de renfort)							
L_{CP}	(mm)	178	178	N/A	N/A	N/A	N/A
b_{CP}	(mm)	51	51	N/A	N/A	N/A	N/A
t_{CP}	(mm)	7.9	7.9	N/A	N/A	N/A	N/A
L_{W-CP}	(mm)	6.4	6.4	N/A	N/A	N/A	N/A
Gousset							
t_G	(mm)	19.05	12.7	7.94	12.7	12.7	14.29
b_G	(mm)	323	323	165	165	165	165
I_G	(mm ⁴)	185803	55053	6873	28124	28124	40065
E_{b-G}	(mm)	44	44	44	44	44	44
L_{T-G}	(mm)	49.1	36.4	26.88	36.4	36.4	39.58
$(EI/L_t)_G$	(kN·mm)/rad	756835	302489	51138	154527	154527	202451
Section boulonnée							
e_{Mixte}	(mm)	5.89	6.08	2.38	2.38	3.97	3.97
I_{Mixte}	(mm ⁴)	846150	448124	28161	73160	120768	150885
$L_{T-Mixte}$	(mm)	218	218	142	142	142	142
A_{Mixte}	(mm ²)	9501	7453	2094	2878	3402	3664
Infos Conception							
Int. M1		0.73	1.58	1.01	0.48	0.88	0.72
Int. M2		0.4	0.7	1.79	0.99	1.12	0.96
C_G/C_{PL}		2.62	1.05	3.53	10.67	3.02	3.96

		KLr182_HSS89x8	KLr182_HSS89x8	KLr182_HSS89x8	KLr182_HSS89x8
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		89x89x8.0	89x89x8.0	89x89x8.0	89x89x8.0
d_{HSS}	(mm)	88.9	88.9	88.9	88.9
$t_{HSS-des}$	(mm)	7.16	7.16	7.16	7.16
L_{HSS}	(mm)	5970	5970	5970	5970
L_{HSS}/r_{HSS}		182	182	182	182
b_{el}/t_{HSS}		8.42	8.42	8.42	8.42
C_u	(kN)	150.8	150.8	150.8	150.8
T_u	(kN)	1016.6	1016.6	200	200
C_n	(kN)	123	123	123	123
A_{HSS}	(mm ²)	2210	2210	2210	2210
I_{HSS}	(mm ⁴)	2380000	2380000	2380000	2380000
r_{HSS}	(mm)	32.8	32.8	32.8	32.8
Plaque de transfert					
e_{PL}	(mm)	15.9	12.7	9.5	11.1
$e(d_{HSS}/2)/r_{HSS}^2$		0.66	0.52	0.39	0.46
t_{PL}	(mm)	15.87	15.87	6.35	6.35
b_{PL}	(mm)	254	254	165	165
A_{PL}	(mm ²)	4032	4032	1048	1048
I_{PL}	(mm ⁴)	84683	84683	3521	3521
L_{r-PL}	(mm)	42.8	42.8	23.7	23.7
$(EI/L_r)_{PL}$	(kN-mm)/rad	395715	395715	29713	29713
L_{PL}	(mm)	652	652	266	266
Détails d'assemblage					
n_b		8	8	4	4
d_b	(mm)	25.4	25.4	19.05	19.05
g_b	(mm)	166	166	77	77
p_b	(mm)	76	76	76	76
E_{b-PL}	(mm)	44	44	44	44
E_{t-b}	(mm)	44	44	44	44
L_w	(mm)	304	304	89	89
D_w	(mm)	6.4	6.4	6.4	6.4
CoverPlate (Plaque de renfort)					
L_{CP}	(mm)	178	178	N/A	N/A
b_{CP}	(mm)	44	44	N/A	N/A
t_{CP}	(mm)	7.9	7.9	N/A	N/A
L_{w-CP}	(mm)	6.4	6.4	N/A	N/A
Gousset					
t_G	(mm)	15.88	9.53	12.7	15.88
b_G	(mm)	429	429	165	165
I_G	(mm ⁴)	143253	30962	28164	54981
E_{b-G}	(mm)	44	44	44	44
L_{r-G}	(mm)	42.76	30.06	36.4	42.76
$(EI/L_r)_G$	(kN-mm)/rad	670033	206001	154747	257161
Section boulonnée					
e_{Mixte}	(mm)	5.9	6.31	3.18	3.18
I_{Mixte}	(mm ⁴)	866642	443305	94985	150930
$L_{r-Mixte}$	(mm)	294	294	142	142
A_{Mixte}	(mm ²)	10849	8123	3140	3664
Infos Conception					
Int. M1		1.02	2.73	0.69	0.48
Int. M2		0.45	0.97	1.19	0.9
C_G/C_{PL}		1.69	0.52	5.21	8.65

		KLr190_HSS114x6	KLr190_HSS114x6	KLr190_HSS114x6	KLr190_HSS114x6
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		114x114x6.4	114x114x6.4	114x114x6.4	114x114x6.4
d_{HSS}	(mm)	114.3	114.3	114.3	114.3
$t_{HSS-des}$	(mm)	5.72	5.72	5.72	5.72
L_{HSS}	(mm)	8341	8341	8341	8341
L_{HSS}/r_{HSS}		190	190	190	190
b_e/t_{HSS}		15.98	15.98	15.98	15.98
C_u	(kN)	151	151	151	151
T_u	(kN)	1104	1104	200	200
C_n	(kN)	124	124	124	124
A_{HSS}	(mm ²)	2400	2400	2400	2400
I_{HSS}	(mm ⁴)	4630000	4630000	4630000	4630000
r_{HSS}	(mm)	43.9	43.9	43.9	43.9
Plaque de transfert					
e_{PL}	(mm)	19.05	15.9	9.5	11.1
$e(d_{HSS}/2)/r_{HSS}^2$		0.56	0.47	0.28	0.33
t_{PL}	(mm)	19.05	19.05	6.35	6.35
b_{PL}	(mm)	235	235	165	165
A_{PL}	(mm ²)	4477	4477	1048	1048
I_{PL}	(mm ⁴)	135385	135385	3521	3521
L_{T-PL}	(mm)	49.1	49.1	23.7	23.7
$(EI/L_t)_{PL}$	(kN-mm)/rad	551466	551466	29713	29713
L_{PL}	(mm)	658.1	658.1	291	291
Détails d'assemblage					
n_b		8	8	4	4
d_b	(mm)	25.4	25.4	19.05	19.05
g_b	(mm)	147	147	77	77
p_b	(mm)	76	76	76	76
E_{b-PL}	(mm)	44	44	44	44
E_{t-b}	(mm)	44	44	44	44
L_w	(mm)	304	304	114	114
D_w	(mm)	6.4	6.4	6.4	6.4
CoverPlate (Plaque de renfort)					
L_{CP}	(mm)	229	229	N/A	N/A
b_{CP}	(mm)	57	57	N/A	N/A
t_{CP}	(mm)	7.9	7.9	N/A	N/A
L_{w-CP}	(mm)	6.4	6.4	N/A	N/A
Gousset					
t_G	(mm)	19.05	12.7	12.7	15.88
b_G	(mm)	410	410	165	165
I_G	(mm ⁴)	236361	70033	28124	54981
E_{b-G}	(mm)	44	44	44	44
L_{t-G}	(mm)	49.1	36.4	36.4	42.76
$(EI/L_t)_G$	(kN-mm)/rad	962774	384797	154527	257161
Section boulonnée					
e_{Mixte}	(mm)	6.94	7.34	3.18	3.18
I_{Mixte}	(mm ⁴)	1404702	812248	94985	150930
$L_{t-Mixte}$	(mm)	294	294	142	142
A_{Mixte}	(mm ²)	12292	9687	3140	3664
Infos Conception					
Int. M1		0.98	2.14	0.69	0.48
Int. M2		0.4	0.72	1.19	0.9
C_G/C_{PL}		1.75	0.70	5.20	8.65

		KLr195_HSS102x5	KLr195_HSS102x5	KLr195_HSS102x5	KLr195_HSS102x5
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		102x102x4.8	102x102x4.8	102x102x4.8	102x102x4.8
d_{HSS}	(mm)	101.6	101.6	101.6	101.6
$t_{HSS-des}$	(mm)	4.3	4.3	4.3	4.3
L_{HSS}	(mm)	7683	7683	7683	7683
L_{HSS}/r_{HSS}		195	195	195	195
b_e/t_{HSS}		19.63	19.63	19.63	19.63
C_u	(kN)	97.6	97.6	97.6	97.6
T_u	(kN)	749.8	749.8	150	150
C_n	(kN)	80	80	80	80
A_{HSS}	(mm ²)	1630	1630	1630	1630
I_{HSS}	(mm ⁴)	2530000	2530000	2530000	2530000
r_{HSS}	(mm)	39.4	39.4	39.4	39.4
Plaque de transfert					
e_{PL}	(mm)	17.5	14.3	7.9	9.5
$e(d_{HSS}/2)/r_{HSS}^2$		0.57	0.47	0.26	0.31
t_{PL}	(mm)	15.88	15.88	6.35	6.35
b_{PL}	(mm)	204	204	165	165
A_{PL}	(mm ²)	3239	3239	1048	1048
I_{PL}	(mm ⁴)	68013	68013	3521	3521
L_{T-PL}	(mm)	42.8	42.8	23.7	23.7
$(EI/L_t)_{PL}$	(kN·mm)/rad	317818	317818	29713	29713
L_{PL}	(mm)	474.7	474.7	279	279
Détails d'assemblage					
n_b		6	6	4	4
d_b	(mm)	25.4	25.4	19.05	19.05
g_b	(mm)	116	116	77	77
p_b	(mm)	76	76	76	76
E_{b-PL}	(mm)	44	44	44	44
E_{t-b}	(mm)	44	44	44	44
L_w	(mm)	203	203	102	102
D_w	(mm)	6.4	6.4	6.4	6.4
CoverPlate (Plaque de renfort)					
L_{CP}	(mm)	178	178	N/A	N/A
b_{CP}	(mm)	64	64	N/A	N/A
t_{CP}	(mm)	7.9	7.9	N/A	N/A
L_{w-CP}	(mm)	6.4	6.4	N/A	N/A
Gousset					
t_G	(mm)	19.05	12.7	9.53	12.7
b_G	(mm)	292	292	165	165
I_G	(mm ⁴)	167944	49761	11883	28124
E_{b-G}	(mm)	44	44	44	44
L_{T-G}	(mm)	49.1	36.4	30.1	36.4
$(EI/L_t)_G$	(kN·mm)/rad	684090	273412	78957	154527
Section boulonnée					
e_{Mixte}	(mm)	6.43	6.67	3.18	3.18
I_{Mixte}	(mm ⁴)	859737	470400	55021	94985
$L_{T-Mixte}$	(mm)	218	218	142	142
A_{Mixte}	(mm ²)	8792	6941	2618	3140
Infos Conception					
Int. M1		0.83	1.82	0.96	0.58
Int. M2		0.34	0.6	1.12	0.77
C_G/C_{PL}		2.15	0.86	2.66	5.20

		KLr200_HSS152x13	KLr200_HSS152x13	KLr200_HSS152x13	KLr200_HSS152x13
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		152x152x12.7	152x152x12.7	152x152x12.7	152x152x12.7
d_{HSS}	(mm)	152.4	152.4	152.4	152.4
$t_{HSS-des}$	(mm)	11.43	11.43	11.43	11.43
L_{HSS}	(mm)	11340	11340	11340	11340
L_{HSS}/r_{HSS}		200	200	200	200
b_{ef}/t_{HSS}		9.33	9.33	9.33	9.33
C_u	(kN)	348.8	348.8	348.8	348.8
T_u	(kN)	2810.6	2810.6	400	400
C_n	(kN)	261.6	261.6	261.6	261.6
A_{HSS}	(mm ²)	6110	6110	6110	6110
I_{HSS}	(mm ⁴)	19600000	19600000	19600000	19600000
r_{HSS}	(mm)	56.7	56.7	56.7	56.7
Plaque de transfert					
e_{PL}	(mm)	28.6	21.4	12.7	19.1
$e(d_{HSS}/2)/r_{HSS}^2$		0.68	0.51	0.3	0.45
t_{PL}	(mm)	28.58	28.58	9.525	9.525
b_{PL}	(mm)	381	381	203	203
A_{PL}	(mm ²)	10887	10887	1933	1933
I_{PL}	(mm ⁴)	740803	740803	14619	14619
L_{T-PL}	(mm)	71.4	71.4	30.1	30.1
$(EI/L)_{PL}$	(kN-mm)/rad	2075078	2075078	97136	97136
L_{PL}	(mm)	1074	1074	335	335
Détails d'assemblage					
n_b		10	10	4	4
d_b	(mm)	38.1	38.1	25.4	25.4
B_b	(mm)	229	229	115	115
p_b	(mm)	102	102	76	76
E_{b-PL}	(mm)	57	57	44	44
E_{t-b}	(mm)	76	76	44	44
L_w	(mm)	495	495	152	152
D_w	(mm)	9.5	9.5	4.8	4.8
CoverPlate (Plaque de renfort)					
L_{CP}	(mm)	356	356	N/A	N/A
b_{CP}	(mm)	89	89	N/A	N/A
t_{CP}	(mm)	12.7	12.7	N/A	N/A
L_{w-CP}	(mm)	7.9	7.9	N/A	N/A
Gousset					
t_G	(mm)	28.58	15.88	15.9	28.58
b_G	(mm)	700	700	203	203
I_G	(mm ⁴)	1361998	233637	67662	394441
E_{b-G}	(mm)	57	57	44	44
L_{r-G}	(mm)	71.41	46.01	42.76	68.16
$(EI/L)_G$	(kN-mm)/rad	3814586	1015592	316473	1157397
Section boulonnée					
e_{Mixte}	(mm)	10.07	11	4.766	4.77
I_{Mixte}	(mm ⁴)	7860972	3692091	277210	935338
$L_{r-Mixte}$	(mm)	493.5	493.5	142	142
A_{Mixte}	(mm ²)	30896	22005	5153	7728
Infos Conception					
Int. M1		0.92	2.89	1	0.41
Int. M2		0.36	0.85	1.83	0.9
C_G/C_{PL}		1.84	0.49	3.26	11.92

ANNEXE D - RÉSULTATS DE L'ANALYSE PARAMÉTRIQUE – $F_Y = 345 \text{ MPA}$

$\Delta_o (-)$							$\Delta_o (+)$					
P	P/($A_{HSS}F_y$)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	$M_{HSS-\text{Cent.}}$	M_{PL}	M_G		P_{max}	P/($A_{HSS}F_y$)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	$M_{HSS-\text{Cent.}}$	M_{PL}	M_G
L/r = 50 – HSS114x114x8.0												
NF1_M1	650	0.643	-5.61	15467	-4637	9111	716	0.709	2.9	7446	-4245	12881
NF1_M2	573	0.567	-11.12	19095	-4915	10382	646	0.639	-8.51	15133	-4653	12800
L/r = 50 - HSS89x89x4.8												
NF1_M1	320	0.658	-4.76	5666	-1378	3132	357	0.735	1.49	2549	-1255	4412
NF1_M2	284	0.583	-8.56	7037	-1456	3737	322	0.663	-6.34	5386	-1364	4597
NF2_M1	307	0.632	-6.67	6154	-2116	3148	353	0.725	-4.05	4289	-1984	4220
NF2_M2	273	0.561	-9.64	7461	-2219	3993	305	0.628	-7.71	6020	-2130	4862
L/r = 75 - HSS152x152x8.0												
NF1_M1	751	0.540	-26.27	33557	-10947	7761	941	0.677	-16.40	21628	-10052	14527
NF1_M2	722	0.519	-28.26	35270	-11092	9040	886	0.637	-19.97	24802	-10337	14980
NF2_M1	762	0.548	-25.94	32945	-13037	7025	950	0.683	-16.26	21183	-12053	14146
NF2_M2	733	0.527	-27.81	34625	-13212	8317	896	0.645	-19.63	24215	-12368	14590
F1_M1	707	0.509	-25.57	36080	-5164	12195	758	0.545	-3.18	11626	-4649	15767
F1_M2	643	0.463	-32.49	40002	-5503	13888	771	0.554	-25.27	31443	-4882	18793
L/r = 92 - HSS127x127x8.0												
NF1_M1	523	0.459	-35.69	25314	-9273	2451	670	0.588	-24.13	17151	-8799	6953
NF1_M2	489	0.430	-38.75	26681	-7836	3799	646	0.568	-26.02	18245	-8899	7194
NF2_M1	522	0.458	-35.79	25275	-10953	2412	654	0.575	-25.29	17851	-10364	7124
NF2_M2	511	0.449	-36.61	25760	-11015	2934	634	0.557	-27.27	18968	-10483	7335
F1_M1	470	0.413	-37.22	27757	-2305	6404	482	0.423	-4.67	5445	-2097	7361
F1_M2	425	0.373	-44.24	30266	-2465	8019	515	0.452	-36.64	25835	-2175	10689

	$\Delta_o (-)$						$\Delta_o (+)$					
	P	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G	P _{max}	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G
F2_M1	451	0.396	-40.70	22824	-3150	6806	557	0.489	-31.16	22835	-2677	10318
F2_M2	418	0.367	-45.11	30613	-3269	8359	501	0.440	-38.21	25802	-2965	11101
L/r = 100 - HSS114x114x6.4												
NF1_M1	337	0.407	-40.50	18062	-4069	1707	440	0.532	-27.05	12212	-3789	4221
NF1_M2	337	0.407	-40.50	18062	-4069	1707	440	0.532	-27.05	12212	-3789	4221
NF2_M1	344	0.416	-39.94	17726	-5915	1219	441	0.533	-27.37	12077	-5583	3937
NF2_M2	337	0.407	-40.76	18025	-5944	1598	425	0.513	-30.36	13227	-5657	4120
F1_M1	308	0.372	-34.76	16924	-849	3658	303	0.366	-0.94	1385	-764	3715
F1_M2	287	0.347	-47.32	20453	-925	4534	355	0.429	-39.22	16870	-774	6072
F2_M1	300	0.363	-44.75	19771	-1719	3875	346	0.417	-18.03	8672	-1500	5396
F2_M2	273	0.330	-50.19	21193	-1800	5270	327	0.395	-43.32	18168	-1643	6882
L/r = 100 - HSS178x178x16												
NF1_M1	1150	0.378	-64.69	91600	-35772	2250	1482	0.487	-40.66	56804	-33817	17156
NF1_M2	1150	0.378	-64.69	91600	-35772	2250	1482	0.487	-40.66	56804	-33817	17156
NF2_M1	1176	0.387	-63.15	89599	-40548	14	1518	0.499	-38.88	54065	-38277	16173
NF2_M2	1176	0.387	-63.15	89599	-40548	14	1518	0.499	-38.88	54065	-38277	16173
F1_M1	988	0.325	-71.53	103799	-9032	20095	1118	0.367	-17.92	34008	-7845	29098
F1_M2	915	0.301	-80.03	109432	-9470	24137	1112	0.365	-67.15	92443	-8464	33143
L/r = 115 - HSS127x127x6.4												
NF1_M1	320	0.345	-63.21	24313	-4739	583	455	0.490	-8.33	2845	-3783	4461
NF1_M2	320	0.345	-63.21	24313	-4739	583	455	0.490	-8.33	2845	-3783	4461
NF2_M1	323	0.348	-62.73	24092	-6862	268	428	0.461	-25.04	9170	-6223	3553
NF2_M2	329	0.354	-61.76	23758	-6841	-168	452	0.487	-15.88	5672	-5851	3872

	$\Delta_o (-)$						$\Delta_o (+)$					
	P	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G	P _{max}	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G
F1_M1	289	0.311	-68.26	26125	-1248	3186	363	0.391	-23.35	9396	-988	5135
F1_M2	275	0.296	-72.08	26994	-1279	4131	345	0.372	-60.10	22389	-1122	5749
L/r = 123 - HSS89x89x8.0												
NF1_M1	245	0.322	-48.44	13329	-4047	-519	350	0.458	-6.71	1664	-3247	2437
NF1_M2	248	0.326	-47.80	13212	-4039	-654	348	0.456	-15.50	3868	-3361	1606
F1_M1	209	0.274	-54.39	14961	-1004	1893	237	0.311	-8.03	2573	-867	2725
F1_M2	196	0.258	-58.05	15506	-1031	2519	240	0.314	-50.39	13411	-937	3453
F2_M1	211	0.277	-53.72	14889	-779	1843	233	0.306	-2.48	1093	-650	2543
F2_M2	200	0.262	-57.08	15366	-800	2349	247	0.324	-48.43	13026	-713	3249
L/r = 125 - HSS203x203x13												
NF1_M1	956	0.329	-112.76	116549	-43045	-9412	1384	0.476	-20.29	17723	-34883	17195
NF1_M2	977	0.336	-111.19	114402	-42826	-12645	1415	0.487	49.60	-54579	-11966	43460
F1_M1	754	0.259	-87.56	95911	-4963	15306	738	0.254	13.13	-8667	-4509	15504
F1_M2	765	0.263	-136.87	137899	-5034	18484	948	0.326	-114.83	116177	-3923	26074
L/r = 133 - HSS89x89x8.0												
NF1_M1	222	0.291	-57.03	13557	-4027	-878	319	0.419	-5.03	941	-2959	2187
NF1_M2	225	0.294	-56.77	13435	-4016	-1099	320	0.420	25.88	-6301	-925	4799
F1_M1	187	0.246	-65.17	15369	-945	1632	221	0.290	-19.70	4980	-822	2537
F1_M2	177	0.232	-68.86	15856	-963	2233	212	0.278	-60.86	13980	-891	2972
L/r = 143 - HSS102x102x6.4												
NF1_M1	201	0.275	-71.99	14521	-5693	-2110	318	0.437	38.57	-8825	120	7203
NF1_M2	206	0.282	-70.76	14049	-5613	-2732	251	0.345	35.31	-7195	-523	4637
F1_M1	164	0.226	-89.11	17658	-716	1176	174	0.239	22.81	-4192	-500	1806
F1_M2	157	0.216	-93.32	18111	-725	1731	193	0.265	-77.55	15040	-663	2395

	$\Delta_o (-)$						$\Delta_o (+)$					
	P	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G	P _{max}	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G
F2_M1	166	0.228	-89.71	17549	-1852	832	216	0.296	-12.81	2251	-1559	2049
F2_M2	163	0.224	-90.75	17684	-1857	1048	203	0.279	-35.48	6726	-1731	1937
L/r = 150 - HSS102x102x6.4												
NF1_M1	174	0.240	-86.70	15716	-3425	-1321	234	0.321	59.08	-11078	1272	5492
NF1_M2	176	0.242	-89.03	16034	-3422	-1549	217	0.299	53.51	-9729	674	4464
NF2_M1	188	0.259	-63.97	11861	-5606	-2251	296	0.406	43.22	-9065	615	7201
NF2_M2	193	0.266	-80.95	14492	-5557	-3252	214	0.294	36.18	-6529	-523	3733
F1_M1	151	0.207	-100.89	18031	-900	1134	187	0.257	24.02	-4357	-488	2330
F1_M2	147	0.202	--103.4	18296	-907	1502	177	0.243	-85.44	15112	-855	2092
L/r = 150 - HSS127x127x9.5												
NF1_M1	342	0.256	-83.58	28178	-13242	-5179	559	0.418	54.59	-20962	990	17786
NF1_M2	351	0.263	-90.29	29832	-13123	-6709	448	0.336	50.37	-17231	-558	11959
NF2_M1	324	0.243	-106.4	35092	-9241	-3894	440	0.329	68.87	-23389	2070	13375
NF2_M2	329	0.247	-110.44	35359	-9117	-5555	359	0.269	55.17	-17143	-617	7958
F1_M1	258	0.194	-79.55	27002	-776	2743	249	0.187	16.96	-5029	-639	2842
F1_M2	265	0.198	-128.47	41589	-784	3838	322	0.241	-107.53	34860	-657	5039
F2_M1	269	0.201	-126.84	41215	-1625	3349	321	0.240	-33.28	11017	-1390	5008
F2_M2	257	0.193	-131.49	42082	-1658	4609	307	0.230	-116.65	37255	-1513	6013
L/r = 150 - HSS89x89x8.0												
NF1_M1	187	0.245	-71.18	13504	-4054	-1478	279	0.366	38.35	-7859	372	5578
NF1_M2	190	0.250	-70.91	13265	-4020	-1929	236	0.310	35.44	-6693	-169	3991
F1_M1	156	0.205	-84.70	15987	-419	1306	170	0.223	8.41	-1309	-316	1764
F1_M2	151	0.198	-88.10	16294	-429	1607	181	0.238	-74.94	13907	-384	2106
F2_M1	156	0.205	-85.56	16005	-657	1241	192	0.252	-58.98	11305	-696	1842

	$\Delta_o (-)$						$\Delta_o (+)$					
	P	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G	P _{max}	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G
F2_M2	150	0.196	-88.79	16369	-667	1716	178	0.234	-77.33	14312	-612	2279
L/r = 152 - HSS152x152x8.0												
NF1_M1	367	0.264	-91.13	31826	-18191	-7838	582	0.419	67.95	-27238	2391	22663
NF1_M2	374	0.269	-116.11	39106	-17951	-10616	423	0.304	54.22	-18729	-1400	11710
F1_M1	281	0.202	-159.12	52860	-1780	3398	332	0.239	34.22	-11665	-1172	5532
F1_M2	271	0.195	-163.93	53800	-1809	4778	324	0.233	-141.91	46494	-1650	6291
F2_M1	258	0.186	-82.61	28550	-774	2740	248	0.178	23.82	-7439	-622	2844
F2_M2	276	0.199	-161.1	53354	-762	4078	337	0.242	-125.01	41465	-614	5372
L/r = 165 - HSS127x127x6.4												
NF1_M1	214	0.231	-74.93	15196	-9826	-4259	352	0.379	60.86	-14737	2195	12574
NF1_M2	219	0.236	-92.94	18407	-9692	-5453	255	0.275	49.48	-10344	63	6560
F1_M1	165	0.178	-157.97	30025	-715	1287	178	0.192	63.74	-11888	-215	2382
F1_M2	161	0.174	-161.89	30466	-720	1805	210	0.226	56.46	-11537	386	3824
F2_M1	166	0.179	-157.37	30035	-499	1286	175	0.188	67.65	-12589	-154	2144
F2_M2	162	0.175	-160.36	3326	-504	1673	197	0.212	77.39	-15378	402	3183
L/r = 175 - HSS89x89x6.4												
NF1_M1	122	0.195	-61.15	7331	-3435	-1484	197	0.314	57.85	-7990	2005	5758
NF1_M2	126	0.201	-71.07	8368	-3389	-1956	151	0.241	44.84	-5511	560	3052
F1_M1	92	0.146	-56.05	6755	-228	600	85	0.135	22.10	-2232	-169	642
F1_M2	100	0.159	-123.67	14148	-230	736	117	0.187	81.74	-9482	206	1508
F2_M1	102	0.162	-121.77	13907	-726	356	121	0.193	48.23	-5600	109	1657
F2_M2	101	0.161	-122.3	13947	-727	430	129	0.205	53.77	-6390	318	2030
L/r = 182 - HSS89x89x8.0												
NF1_M1	147	0.193	-61.02	8192	-4463	-2396	204	0.268	60.77	-8827	1947	5994

	$\Delta_o (-)$						$\Delta_o (+)$					
	P	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G	P _{max}	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G
NF1_M2	137	0.180	-74.06	9165	-3413	-2463	141	0.185	42.25	-5261	-68	2368
F1_M1	113	0.148	-131.32	16818	-433	738	131	0.172	54.50	-6979	65	1683
F1_M2	112	0.146	-132.70	16911	-434	876	142	0.186	51.09	-6867	251	2073
L/r = 190 - HSS114x114x6.4												
NF1_M1	149	0.180	-78.76	10775	-5935	-3346	206	0.249	88.25	-13138	3771	8477
NF1_M2	147	0.178	-109.52	14322	-5739	-4137	156	0.189	62.90	-8430	879	4035
F1_M1	115	0.139	-193.16	24814	-431	764	124	0.150	92.63	-11828	144	1757
F1_M2	114	0.138	-194.24	24941	-432	910	131	0.158	110.37	-14547	417	2099
L/r = 195 - HSS102x102x4.8												
NF1_M1	97	0.173	-69.09	6194	-3577	-1972	140	0.250	82.36	-8231	2754	5555
NF1_M2	98	0.173	-91.90	7998	-3541	-2412	108	0.193	61.86	-5576	960	2845
F1_M1	76	0.135	-181.74	15109	-470	144	79	0.140	86.34	-7043	81	1005
F1_M2	75	0.134	-183.22	15204	-470	264	86	0.153	103.8	-8844	452	1441
L/r = 200 - HSS152x152x13												
NF1_M1	359	0.170	-94.24	30633	-21444	-12189	506	0.240	128.98	-44827	14234	31922
NF1_M2	323	0.153	-140.24	43503	-15329	-11331	335	0.159	80.13	-23612	1266	10867
F1_M1	264	0.125	-279.44	82659	-1089	2706	251	0.119	64.02	-18381	-729	3325
F1_M2	258	0.122	-285.36	83802	-1103	3985	315	0.150	71.32	-22610	665	7055

ANNEXE E - RÉSULTATS DE L'ANALYSE PARAMÉTRIQUE – $R_Y F_Y = 460$ MPA

$\Delta_o (-)$							$\Delta_o (+)$					
P	P/($A_{HSS} F_Y$)	$\Delta_{hors-plan}$	$M_{HSS-Cent.}$	M_{PL}	M_G		P_{max}	P/($A_{HSS} F_Y$)	$\Delta_{hors-plan}$	$M_{HSS-Cent.}$	M_{PL}	M_G
L/r = 50 – HSS114x114x8.0												
NF1_M1	719	0.711	-1.43	16942	-4320	12813	716	0.708	2.99	7388	-4242	12889
NF1_M2	696	0.688	-14.84	27489	-4630	14296	784	0.775	-11.48	22555	-4262	17370
L/r = 50 - HSS89x89x4.8												
NF1_M1	359	0.738	-2.01	6279	-1282	4383	357	0.734	1.57	2524	-1254	4412
NF1_M2	347	0.714	-11.24	10056	-1379	5079	394	0.811	-8.58	8035	-1255	6179
NF2_M1	372	0.765	-8.93	9107	-2008	4605	428	0.879	-5.16	6865	-1808	6258
NF2_M2	331	0.680	-12.64	10660	-2149	5455	370	0.760	-10.28	8894	-2027	6531
L/r = 75 - HSS152x152x8.0												
NF1_M1	852	0.613	-38.71	50825	-10797	10914	1042	0.749	-28.58	38593	-9872	18005
NF1_M2	822	0.591	-41.11	52718	-10943	12280	988	0.710	-32.38	41672	-10176	18445
NF2_M1	861	0.619	-38.47	50278	-12928	10196	1047	0.753	-28.45	38160	-11914	17597
NF2_M2	830	0.597	-40.86	52225	-13093	11588	994	0.715	-32.24	41286	-12239	18044
F1_M1	764	0.550	-24.69	41042	-4832	15776	758	0.545	-3.18	11626	-4649	15768
F1_M2	745	0.536	-45.34	57544	-5113	17685	877	0.631	-37.77	48409	-4379	23006
L/r = 92 - HSS127x127x8.0												
NF1_M1	567	0.498	-52.62	37897	-9360	3494	693	0.609	-40.46	29297	-8969	7411
NF1_M2	546	0.480	-55.47	38945	-8753	4245	674	0.592	-42.54	30481	-9042	7818
NF2_M1	562	0.494	-52.96	37885	-10974	3583	678	0.595	-42.43	30418	-10499	7697
NF2_M2	552	0.485	-54.07	38490	-11013	4182	660	0.580	-43.98	31229	-10590	8062
F1_M1	488	0.429	-36.76	29371	-2232	7357	482	0.423	-4.67	5445	-2097	7361
F1_M2	479	0.421	-61.33	42856	-2310	9589	564	0.496	-53.98	37641	-2025	12160

	$\Delta_o (-)$						$\Delta_o (+)$					
	P	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G	P _{max}	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G
F2_M1	503	0.442	-57.69	41512	-2950	8374	575	0.505	-32.33	25156	-2582	11477
F2_M2	470	0.413	-62.48	43298	-3086	10079	549	0.482	-55.67	38458	-2796	12725
L/r = 100 - HSS114x114x6.4												
NF1_M1	363	0.438	-59.0	26556	-4071	2225	447	0.540	-44.30	20124	-3866	4284
NF1_M2	363	0.438	-59.0	26556	-4071	2225	447	0.540	-44.30	20124	-3866	4284
NF2_M1	367	0.443	-58.75	26274	-5922	1751	447	0.540	-43.21	19323	-5685	3978
NF2_M2	361	0.436	-59.83	26650	-5950	2176	435	0.525	-47.56	21075	-5724	4289
F1_M1	308	0.372	-34.26	16800	-847	3686	303	0.366	-0.94	1385	-764	3715
F1_M2	320	0.387	-65.95	28967	-865	5257	381	0.461	-57.98	25410	-719	6663
F2_M1	331	0.400	-63.23	28374	-1620	4697	346	0.417	-18.03	8672	-1500	5396
F2_M2	305	0.368	-69.12	29757	-1709	6209	355	0.429	-62.70	26841	-1562	7712
L/r = 100 - HSS178x178x16												
NF1_M1	1211	0.398	-93.80	133639	-35954	4293	1486	0.488	-59.07	83611	-34476	16518
NF1_M2	1211	0.398	-93.80	133639	-35954	4293	1486	0.488	-59.07	83611	-34476	16518
NF2_M1	1232	0.405	-91.98	131181	-40862	1806	1519	0.499	-39.87	55571	-38337	16142
NF2_M2	1232	0.405	-91.98	131181	-40862	1806	1519	0.499	-39.87	55571	-38337	16142
F1_M1	1078	0.354	-99.90	146786	-8527	24719	1118	0.367	-17.92	34008	-7845	29098
F1_M2	1009	0.332	-110.01	152723	-8991	28400	1186	0.390	-97.08	135419	-8036	36665
L/r = 115 - HSS127x127x6.4												
NF1_M1	336	0.362	-91.45	35322	-4770	861	455	0.490	-8.33	2845	-3782	4461
NF1_M2	336	0.362	-91.45	35322	-4770	861	455	0.490	-8.33	2845	-3782	4461
NF2_M1	338	0.364	-91.21	35099	-6901	575	428	0.461	-25.04	9170	-6223	3553
NF2_M2	343	0.369	-89.96	34683	-6894	84	452	0.487	-15.88	5672	-5851	3872
F1_M1	312	0.336	-96.63	37223	-1198	3638	363	0.391	-23.35	9396	-988	5135

	$\Delta_o (-)$						$\Delta_o (+)$					
	P	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G	P _{max}	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G
F1_M2	299	0.322	-100.59	38085	-1226	4683	358	0.385	-88.13	33318	-1097	6040
L/r = 123 - HSS89x89x8.0												
NF1_M1	253	0.332	-69.57	19193	-4071	-420	350	0.458	-6.71	1664	-3247	2437
NF1_M2	255	0.335	-68.63	18994	-4068	-584	348	0.456	-15.50	3868	-3361	1606
F1_M1	224	0.293	-76.19	21072	-972	2194	237	0.311	-8.03	2573	-867	2725
F1_M2	213	0.279	-80.25	21643	-997	2864	249	0.327	-72.18	19445	-916	3660
F2_M1	226	0.296	-75.27	21010	-749	2143	233	0.306	-2.48	1093	-650	2543
F2_M2	216	0.283	-79.19	21503	-770	2653	255	0.335	-70.05	19039	-698	3409
L/r = 125 - HSS203x203x13												
NF1_M1	973	0.334	-163.36	168320	-43245	-9009	1384	0.476	-20.29	17723	-34883	17195
NF1_M2	990	0.340	-158.58	163067	-43195	-12609	1415	0.487	49.59	-54573	-11970	43458
F1_M1	754	0.259	-87.55	95905	-4963	15311	738	0.254	13.13	-8667	-4509	15504
F1_M2	823	0.283	-190.49	193324	-4734	20779	973	0.334	-167.41	170722	-3779	27121
L/r = 133 - HSS89x89x8.0												
NF1_M1	226	0.296	-80.98	19251	-4038	-832	319	0.419	-5.03	941	-2959	2187
NF1_M2	228	0.299	-80.13	18996	-4036	-1073	320	0.420	25.88	-6301	-925	4799
F1_M1	199	0.260	-91.06	21552	-920	1846	221	0.290	-19.70	4980	-822	2537
F1_M2	190	0.249	-94.98	22051	-940	2497	218	0.286	-86.33	20031	-877	3116
L/r = 143 - HSS102x102x6.4												
NF1_M1	201	0.276	-77.72	15672	-5719	-2134	318	0.437	38.86	-8887	145	7234
NF1_M2	206	0.283	-77.01	15296	-5658	-2783	251	0.345	35.31	-7195	-523	4637
F1_M1	172	0.237	-124.24	24673	-701	1319	174	0.239	22.81	-4192	-500	1806
F1_M2	166	0.228	-128.74	25142	-713	1899	194	0.267	-110.95	21679	-660	2428
F2_M1	173	0.238	-125.23	24558	-1838	972	216	0.296	-12.81	2251	-1559	2049

	$\Delta_o (-)$						$\Delta_o (+)$					
	P	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G	P _{max}	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G
F2_M2	171	0.235	-126.57	24741	-1842	1206	203	0.279	-35.48	6726	-1731	1937
L/r = 150 - HSS102x102x6.4												
NF1_M1	176	0.241	-123.57	22347	-3423	-1301	234	0.321	59.28	-11115	1280	5504
NF1_M2	177	0.243	-121.73	21938	-3422	-1537	217	0.299	53.51	-9729	674	4464
NF2_M1	188	0.259	-64.26	11912	-5608	-2253	296	0.406	43.50	-9119	638	7230
NF2_M2	193	0.266	-82.45	14772	-5575	-3274	214	0.294	36.18	-6529	-523	3733
F1_M1	158	0.217	-139.75	25051	-890	1250	187	0.257	24.02	-4357	-488	2330
F1_M2	154	0.212	-142.58	25356	-896	1646	178	0.244	-121.65	21647	-853	2111
L/r = 150 - HSS127x127x9.5												
NF1_M1	342	0.256	-85.04	28660	-13257	-5196	559	0.419	54.87	-21062	1035	17842
NF1_M2	351	0.263	-90.68	29966	-13130	-6717	448	0.336	50.37	-17231	-558	11959
NF2_M1	325	0.243	-144.35	47556	-9241	-3877	440	0.329	68.87	-23389	2069	13375
NF2_M2	331	0.248	-125.27	40295	-9233	-5701	359	0.269	55.17	-17143	-617	7958
F1_M1	258	0.194	-79.55	27002	-776	2743	249	0.187	16.96	-5029	-639	2842
F1_M2	280	0.210	-176.3	57444	-756	4147	325	0.243	-152.91	49911	-650	5100
F2_M1	282	0.212	-175.0	57117	-1585	3686	321	0.240	-33.28	11017	-1390	5008
F2_M2	273	0.204	-108.01	58042	-1613	5048	313	0.234	-163.51	52702	-1496	6184
L/r = 150 - HSS89x89x8.0												
NF1_M1	187	0.245	-71.86	13648	-4055	-1477	279	0.366	38.35	-7859	372	5578
NF1_M2	191	0.250	-78.31	14674	-4051	-1964	236	0.310	35.44	-6693	-169	3991
F1_M1	164	0.215	-117.10	22173	-407	1443	170	0.223	8.41	-1309	-316	1764
F1_M2	160	0.209	-121.04	22513	-417	1744	183	0.241	-106.03	19781	-381	2140
F2_M1	163	0.214	-118.35	22195	-644	1365	192	0.252	-58.97	11306	-697	1842
F2_M2	158	0.208	-121.66	22564	-653	1877	181	0.238	-108.69	20251	-607	2336

	$\Delta_o (-)$						$\Delta_o (+)$					
	P	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G	P _{max}	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G
L/r = 152 - HSS152x152x8.0												
NF1_M1	367	0.264	-90.98	31776	-18187	-7834	582	0.419	68.50	-27441	2487	22780
NF1_M2	374	0.269	-117.86	39696	-18006	-10686	423	0.304	54.22	-18729	-1400	11710
F1_M1	294	0.211	-220.0	73367	-1742	3708	332	0.239	34.22	-11665	-1172	5532
F1_M2	286	0.205	-225.23	74397	-1766	5194	328	0.236	-200.11	66088	-1640	6389
F2_M1	258	0.186	-82.61	28550	-774	2740	248	0.178	23.82	-7439	-622	2844
F2_M2	291	0.209	-221.61	73816	-736	4374	337	0.243	-179.76	60024	-615	5384
L/r = 165 - HSS127x127x6.4												
NF1_M1	214	0.231	-74.93	15196	-9826	-4259	352	0.379	60.59	-14678	2163	12538
NF1_M2	219	0.236	-92.79	18379	-9688	-5449	255	0.275	49.48	-10344	63	6560
F1_M1	171	0.185	-217.58	41437	-703	1389	178	0.192	63.74	-11888	-215	2382
F1_M2	168	0.181	-221.6	41887	-710	1933	210	0.226	56.46	-11537	386	3824
F2_M1	172	0.185	-216.59	41420	-490	1382	175	0.188	67.65	-12589	-154	2144
F2_M2	169	0.182	-220.06	41780	-494	1784	197	0.212	77.39	-15378	402	3183
L/r = 175 - HSS89x89x6.4												
NF1_M1	122	0.195	-61.15	7331	-3435	-1484	197	0.314	58.06	-8017	2018	5772
NF1_M2	126	0.201	-71.63	8433	-3394	-1962	151	0.241	44.84	-5511	560	3052
F1_M1	92	0.146	-56.05	6755	-228	600	85	0.135	22.10	-2232	-169	642
F1_M2	103	0.164	-169.03	19385	-226	784	118	0.187	81.88	-9499	207	1508
F2_M1	105	0.167	-167.34	19142	-722	397	121	0.193	48.23	-5600	109	1657
F2_M2	105	0.167	-167.86	19179	-723	474	129	0.205	53.77	-6390	318	2030
L/r = 182 - HSS89x89x8.0												
NF1_M1	147	0.193	-61.02	8192	-4463	-2396	204	0.268	60.98	-8855	1958	6008
NF1_M2	137	0.180	-74.06	9165	-3413	-2463	141	0.185	42.25	-5261	-68	2368

	$\Delta_o (-)$						$\Delta_o (+)$					
	P	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G	P _{max}	P/(A _{HSS} F _y)	$\Delta_{\text{hors-plan}}$	M _{HSS-Cent.}	M _{PL}	M _G
F1_M1	117	0.153	-178.92	22965	-429	788	131	0.172	54.50	-6979	65	1683
F1_M2	116	0.152	-180.87	23122	-431	933	142	0.186	51.09	-6867	251	2073
L/r = 190 - HSS114x114x6.4												
NF1_M1	149	0.180	-78.76	10775	-5935	-3346	206	0.249	88.25	-13138	3771	8477
NF1_M2	147	0.178	-109.52	14322	-5739	-4137	156	0.189	62.90	-8430	879	4035
F1_M1	118	0.143	-263.25	33884	-428	811	124	0.150	92.63	-11828	144	1757
F1_M2	118	0.142	-265.27	34048	-429	961	131	0.158	110.37	-14547	417	2099
L/r = 195 - HSS102x102x4.8												
NF1_M1	97	0.173	-69.09	6194	-3577	-1972	140	0.250	82.36	-8231	2754	5555
NF1_M2	98	0.173	-91.90	7998	-3541	-2412	108	0.193	61.86	-5576	960	2845
F1_M1	78	0.138	-248.09	20653	-468	164	79	0.140	86.34	-7043	81	1005
F1_M2	77	0.137	-249.73	20759	-469	288	86	0.153	103.8	-8844	452	1441
L/r = 200 - HSS152x152x13												
NF1_M1	359	0.170	-94.24	30633	-21444	-12189	506	0.240	128.98	-44827	14205	31888
NF1_M2	323	0.153	-139.93	43459	-15329	-11331	335	0.159	80.13	-23612	1266	10867
F1_M1	272	0.129	-378.96	112418	-1073	2917	251	0.119	64.02	-18381	-729	3325
F1_M2	267	0.127	-385.21	113654	-1085	4190	315	0.150	71.32	-22610	665	7055

**ANNEXE F - MODES DE RUPTURE DES ENSEMBLES D-A DE L'ÉTUDE
PARAMÉTRIQUE (DIAGONALES AYANT UNE LIMITE ÉLASTIQUE
PROBABLE $R_Y F_Y = 460 \text{ MPa}$)**

Défaut de rectitude négatif - $\Delta_0(-)$						Défaut de rectitude positif - $\Delta_0(+)$					
A		A.1		B	D	A		A.1		B	C
<i>Flamb Élast.</i>	<i>Flamb Inélast.</i>	<i>Flamb Élast.</i>	<i>Flamb Inélast.</i>			<i>Flamb Élast.</i>	<i>Flamb Inélast.</i>	<i>Flamb Élast.</i>	<i>Flamb Inélast.</i>		
KL/r50_HSS114x114x8,0											
NF1_M1				x						x	
NF1_M2		x					x				
KL/r50_HSS89x89x4,8											
NF1_M1				x						x	
NF1_M2		x					x				
NF2_M1			x						x		
NF2_M2		x					x				
KL/r75_HSS152x152x8,0											
NF1_M1		x					x				
NF1_M2		x					x				
NF2_M1		x							x		
NF2_M2		x					x				
F1_M1				x						x	
F1_M2		x					x				
KL/r92_HSS127x127x8,0											
NF1_M1		x					x				
NF1_M2		x					x				
NF2_M1		x					x				
NF2_M2		x					x				
F1_M1				x						x	
F1_M2		x					x				
F2_M1			x							x	
F2_M2		x					x				
KL/r100_HSS178x178x16											
NF1_M1		x				x					
NF1_M2		x				x					
NF2_M1		x				x					
NF2_M2		x				x					
F1_M1			x							x	
F1_M2		x					x				
KL/r100_HSS114x114x6,4											
NF1_M1		x				x					
NF1_M2		x				x					
NF2_M1		x				x					
NF2_M2		x					x				
F1_M1				x						x	
F1_M2		x					x				
F2_M1			x							x	
F2_M2		x					x				

Défaut de rectitude négatif - $\Delta_0(-)$						Défaut de rectitude positif - $\Delta_0(+)$					
A		A.1		B	D	A		A.1		B	C
Flamb Élast.	Flamb Inélast.	Flamb Élast.	Flamb Inélast.			Flamb Élast.	Flamb Inélast.	Flamb Élast.	Flamb Inélast.		
KL/r115_HSS127x127x6,4											
NF1_M1	x					x					
NF1_M2	x					x					
NF2_M1	x					x					
NF2_M2	x					x					
F1_M1			x							x	
F1_M2	x						x				
KL/r123_HSS89x89x8,0											
NF1_M1	x					x					
NF1_M2	x					x					
F1_M1			x							x	
F1_M2	x						x				
F2_M1			x							x	
F2_M2	x						x				
KL/r125_HSS203x203x12,7											
NF1_M1	x					x					
NF1_M2	x										x
F1_M1				x						x	
F1_M2	x						x				
KL/r133_HSS89x89x8,0											
NF1_M1	x					x					
NF1_M2	x										x
F1_M1			x							x	
F1_M2	x						x				
KL/r143_HSS102x102x6,4											
NF1_M1	x										x
NF1_M2	x										x
F1_M1			x							x	
F1_M2	x					x					
F2_M1	x					x					
F2_M2	x					x					
KL/r150_HSS89x89x8,0											
NF1_M1	x										x
NF1_M2	x										x
F1_M1			x							x	
F1_M2	x						x				
F2_M1			x					x			
F2_M2	x						x				
KL/r150_HSS127x127x9,5											
NF1_M1	x										x
NF1_M2	x										x
NF2_M1	x										x
NF2_M2	x										x
F1_M1				x						x	
F1_M2	x						x				
F2_M1			x							x	
F2_M2	x						x				

Défaut de rectitude négatif - Δ ₀ (-)						Défaut de rectitude positif - Δ ₀ (+)					
A		A.1		B	D	A		A.1		B	C
Flamb Élast.	Flamb Inélast.	Flamb Élast.	Flamb Inélast.			Flamb Élast.	Flamb Inélast.	Flamb Élast.	Flamb Inélast.		
KL/r150_HSS102x102x6,4											
NF1_M1		x									x
NF1_M2	x										x
NF2_M1	x										x
NF2_M2			x								x
F1_M1		x								x	
F1_M2		x				x					
KL/r152_HSS152x152x8,0											
NF1_M1	x										x
NF1_M2			x								x
F1_M1				x						x	
F1_M2		x					x				
F2_M1					x					x	
F2_M2		x				x					
KL/r165_HSS127x127x6,4											
NF1_M1	x										x
NF1_M2			x								x
F1_M1		x								x	
F1_M2		x						x			
F2_M1				x						x	
F2_M2		x						x			
KL/r175_HSS89x89x6,4											
NF1_M1	x										x
NF1_M2	x										x
F1_M1					x					x	
F1_M2		x						x			
F2_M1		x									x
F2_M2		x									x
KL/r182_HSS89x89x8,0											
NF1_M1	x										x
NF1_M2						x					x
F1_M1		x									x
F1_M2		x						x			
KL/r190_HSS114x114x6,4											
NF1_M1	x										x
NF1_M2						x					x
F1_M1		x									x
F1_M2		x						x			
KL/r195_HSS102x102x4,8											
NF1_M1	x							x			
NF1_M2			x								x
F1_M1		x									x
F1_M2		x						x			
KL/r 200_HSS152x152x12,7											
NF1_M1	x										x
NF1_M2						x					x
F1_M1						x				x	
F1_M2		x						x			

ANNEXE G - RÉSULTATS DE LA VALIDATION DES RÉSULTATS DE L'ÉTUDE PARAMÉTRIQUE PAR LE LOGICIEL ABAQUS

G.1 Propriétés des modèles

G.1.1 Caractéristiques des modèles

Les ensembles D-A ont été choisis pour assurer un échantillon représentatif des modèles étudiés dans l'étude paramétrique. Les ensembles D-A modélisés dans le logiciel Abaqus sont :

- $KL/r = 92$; HSS 127x127x8 ; $\Delta_o(-)$; $R_y F_y = 460$ MPa
 - NF1-M1, NF1-M2 et F1-M1, F1-M2
- $KL/r = 123$ – HSS 89x89x8 ; $\Delta_o(-)$; $R_y F_y = 460$ MPa
 - NF1-M1, NF1-M2 et F2-M1, F2-M2
- $KL/r = 150$ – HSS102x6 ; $\Delta_o(-)$; $R_y F_y = 460$ MPa
 - NF2-M1, NF2-M2 et F1-M1, F1-M2
- $KL/r = 190$ – HSS114x6 ; $\Delta_o(+)$; $R_y F_y = 460$ MPa
 - NF1-M1, NF1-M2 et F1-M1, F1-M2

Dans le logiciel Abaqus, la modélisation des diagonales n'est pas identique à celle du logiciel OpenSees. De ce fait, les modèles par éléments finis du logiciel Abaqus représentent plus fidèlement la géométrie réelle des ensembles D-A. Les principales différences entre les modèles numériques du logiciel OpenSees et ceux du logiciel Abaqus sont présentées à la section 2.5 de la revue de la littérature.

Contrairement au logiciel OpenSees, la modélisation des caractéristiques de l'assemblage est plus précise pour les modèles par éléments finis du logiciel Abaqus tel qu'illustré à la Figure 4-27. Par exemple, pour des chargement en traction, une attention particulière doit être portée à la modélisation des plaques de renfort ou aux longueurs des soudures reliant la plaque de transfert au profilé tubulaire HSS, car des ruptures comme la résistance en traction sur l'aire effective du profilé tubulaire peut se produire.

Pour relier la plaque de transfert au HSS, une contrainte d'attache « *Tie* » est utilisée pour représenter la présence de la soudure. Cette contrainte d'attache « *Tie* » relie deux surfaces et elle rend impossible le déplacement d'une surface par rapport à l'autre. Cette contrainte d'attache entre la plaque de transfert et le profilé tubulaire implique qu'aucune rupture des soudures ne peut se produire.

Dans les modèles numériques, aucun boulon n'a été modélisé. Le chevauchement de la plaque de transfert avec le gousset est modélisé par la contrainte d'attache « *Tie* ». Cela implique qu'aucun glissement ne peut se produire et que les efforts dans les boulons ne sont pas observés.

Cette contrainte d'attache « *Tie* » relie aussi les plaques de renfort au profilé tubulaire pour les modèles des diagonales sans fusible NF.

En modélisant le chevauchement de la plaque de transfert et du gousset dans le logiciel Abaqus, les longueurs de rotation des plaques de transfert et des goussets, L_{T-PL} et L_{T-G} , ne sont plus exactement égales à celles de la Figure 4-9 des modèles analysés par OpenSees. L'hypothèse que les longueurs L_{T-PL} et L_{T-G} sont égales à $2t_{(PL \text{ ou } G)} + E/4$ n'est plus applicable dans tous les cas.

Le chargement de l'ensemble D-A s'effectue par l'application d'un déplacement uniforme au niveau de la section du gousset créant ainsi une force de compression.

G.1.2 Modélisation par éléments finis

L'ensemble des modèles sont maillés à l'aide d'éléments finis tridimensionnels de forme cubique à intégration réduite C3D8R ayant un contrôle pour le phénomène « hourglass ». Le choix de ces éléments solides, au lieu des éléments de type plaque souvent retrouvés dans la Littérature, a été principalement guidé par le fait que pour les analyses du Chapitre 7 l'ensemble des détails de l'assemblage boulonné seront modélisés dont les boulons et la friction entre la plaque de transfert et le gousset.

Le logiciel Abaqus permet la génération automatique du maillage du modèle. Dans certains cas, les pièces du modèle doivent être divisées et simplifiées par la fonction « partitions » pour permettre la génération du maillage. La Figure 4-27 d) présente le maillage typique des modèles numériques. En fonction de la Littérature et par des vérifications de sensibilité, l'épaisseur des différents éléments a été divisée avec un minimum de :

- 4 fibres pour les profilés tubulaires HSS,
- 5 fibres pour les plaques de transfert,
- 5 fibres pour les goussets et
- 3 fibres pour les plaques de renfort.

Tel qu'observé à la Figure 4-27 a), seule la moitié de la diagonale est modélisée dans le logiciel Abaqus. Une condition frontière de symétrie a été attribuée à la section du profilé tubulaire HSS à sa mi-longueur.

Les matériaux des pièces des modèles numériques ont tous un comportement élastique parfaitement plastique. Les plaques de transfert, les goussets et les plaques de renfort ont une limite élastique F_y égale à 300 MPa et les profilés tubulaires HSS ont une limite élastique probable $R_y F_y$ de 460 MPa. L'atteinte de la plasticité du matériau est déterminée par le critère de Von Mises.

G.2. Résultats

Les résultats des simulations numériques du logiciel Abaqus sont comparés avec ceux de l'étude paramétrique réalisée par OpenSees. Premièrement, les modes de rupture entre les deux modèles sont comparés. Ensuite, les caractéristiques des deux types de modèles sont comparées lors de l'atteinte de la charge axiale maximale des modèles. Il s'agit des efforts et des déformées.

G.2.1 Modes de rupture

Cette section présente les modes de rupture observés dans les assemblages et dans les profilés tubulaires HSS lorsque la résistance en compression est atteinte. Dans le Tableau G-1, les modes de rupture observés par les modèles numériques du logiciel Abaqus sont comparés avec ceux observés dans les modèles numériques de l'étude paramétrique. Les 16 modèles numériques de validation présentent les mêmes modes de rupture que ceux de l'étude paramétrique réalisés avec le logiciel OpenSees.

Tableau G-1 : Comparaison des modes de rupture

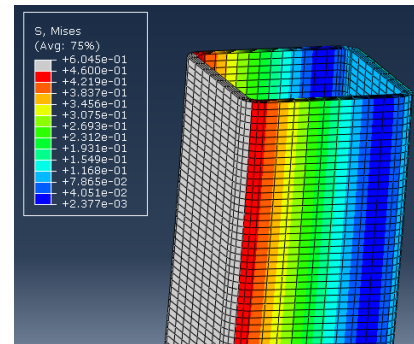
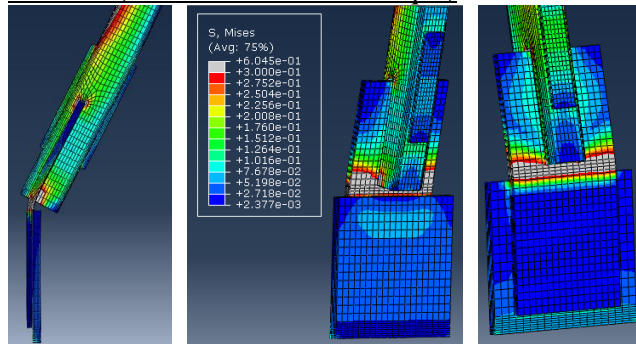
Modèles	Étude paramétrique <i>OpenSees</i>	Validation <i>Abaqus</i>	Vérification
KL/r = 92 – HSS 127x127x8,0			
NF1-M1	A : flambement inélastique	A : flambement inélastique	Idem
NF1-M2	A : flambement inélastique	A : flambement inélastique	Idem
F1-M1	B	B	Idem
F1-M2	A : flambement inélastique	A : flambement inélastique	Idem
KL/r = 123 – HSS89x89x8,0			
NF1-M1	A : flambement inélastique	A : flambement inélastique	Idem
NF1-M2	A : flambement inélastique	A : flambement inélastique	Idem
F2-M1	A.1 : flambement inélastique	A.1 : flambement inélastique	Idem
F2-M2	A : flambement inélastique	A : flambement inélastique	Idem
KL/r = 150 – HSS 102x102x6,4			
NF2-M1	A : flambement élastique	A : flambement élastique	Idem
NF2-M2	A.1 : flambement élastique	A.1 : flambement élastique	Idem
F1-M1	A : flambement inélastique	A : flambement inélastique	Idem
F1-M2	A : flambement inélastique	A : flambement inélastique	Idem
KL/r = 190 – HSS 114x114x6,4			
NF1-M1	C	C	Idem
NF1-M2	C	C	Idem
F1-M1	C	C	Idem
F1-M2	A.1 : flambement élastique	A.1 : flambement élastique	Idem

Les contraintes et les déformées de chacun des modèles lors de l'atteinte de la résistance en compression sont présentées de la Figure G-1 à la Figure G-4. Pour l'ensemble de ces figures, les déformées des modèles ont été amplifiées. Les zones grises des figures *a) Assemblages* indiquent que les contraintes moyennes de Von Mises ont atteint la valeur de 300 MPa qui est la limite élastique des plaques et des goussets. Pour les figures *b) Profilé HSS* les contraintes grises de Von Mises indiquent l'atteinte de la limite élastique probable $R_y F_y$ du profilé HSS, soit 460 MPa.

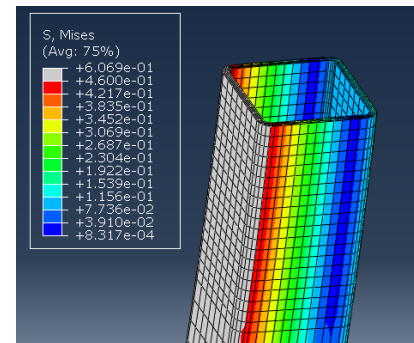
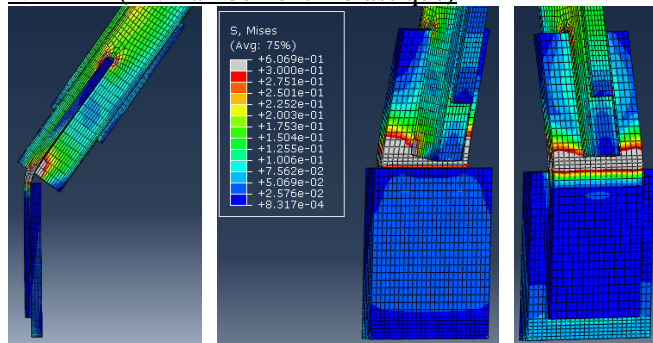
a) Assemblages ($\sigma_{\text{Mise-max}} = 300 \text{ MPa}$)

b) Profilé HSS ($\sigma_{\text{Mise-max}} = 460 \text{ MPa}$)

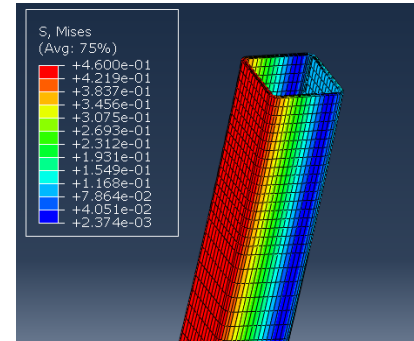
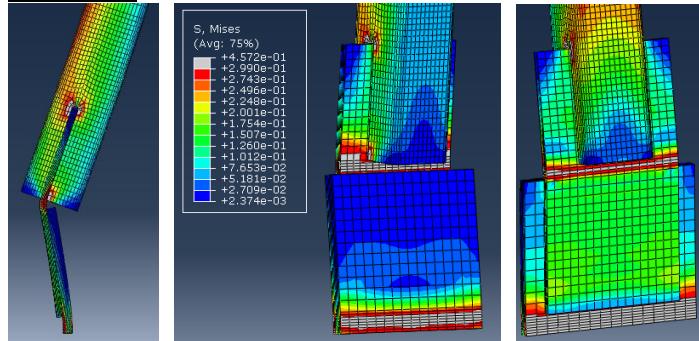
NF1-M1 (A : flambement inélastique)



NF1-M2 (A : flambement inélastique)



F1-M1 (B)



F1-M2 (A : flambement inélastique)

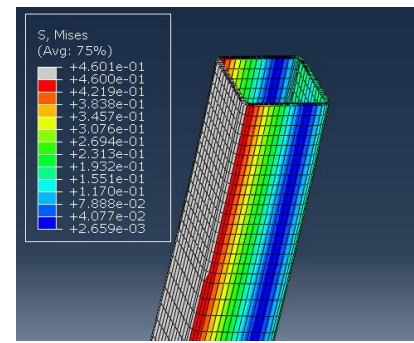
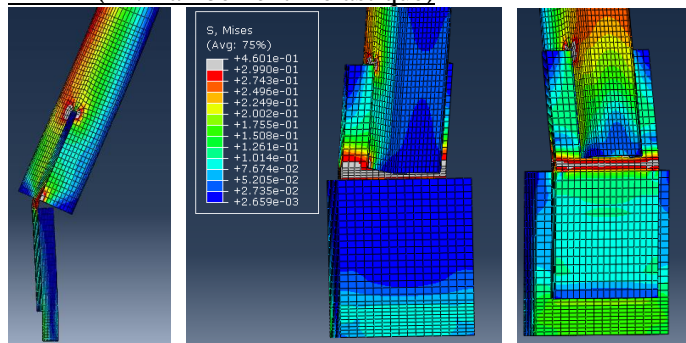
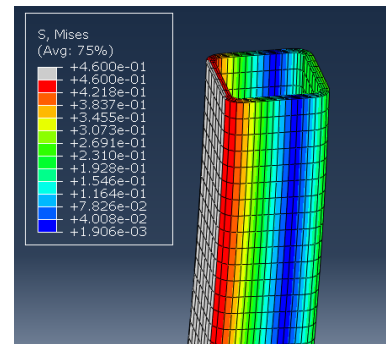
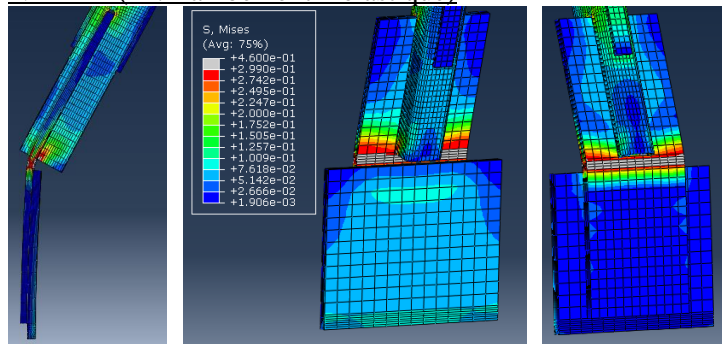


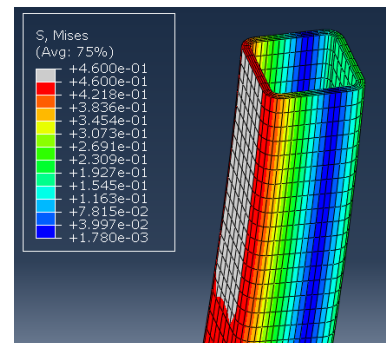
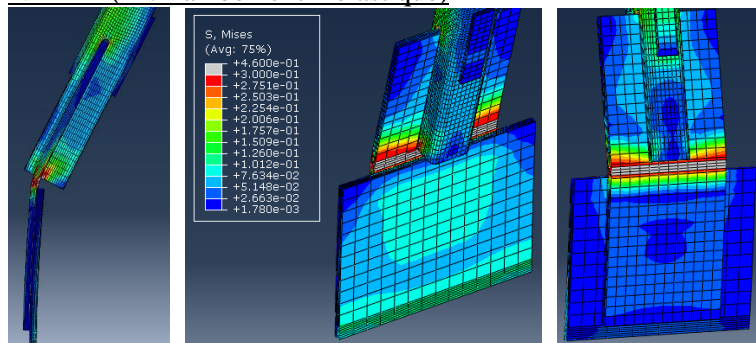
Figure G-1 : Déformations et contraintes des modèles numériques lors de l'atteinte de la charge axiale maximale ($KL/r = 92$; HSS 127x127x8,0 ; $\Delta_0(-)$)

a) Assemblages ($\sigma_{\text{Mise-max}} = 300 \text{ MPa}$)b) Profilé HSS ($\sigma_{\text{Mise-max}} = 460 \text{ MPa}$)

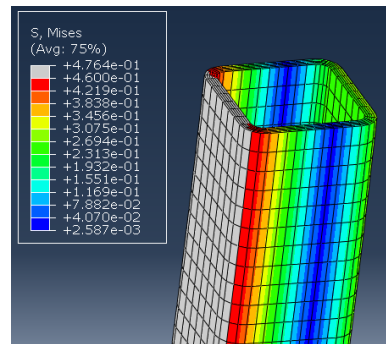
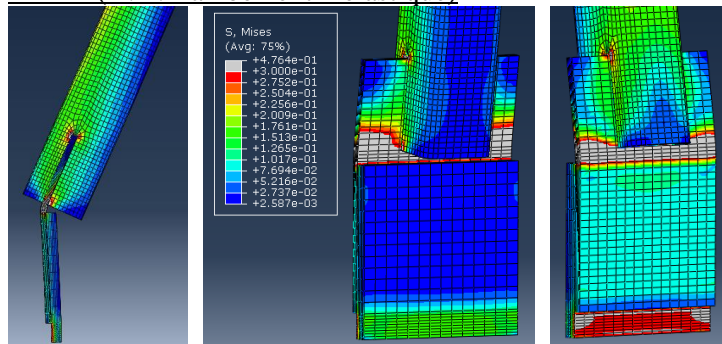
NF1-M1 (A : flambement inélastique)



NF1-M2(A : flambement inélastique)



F2-M1 (A.1 : flambement inélastique)



F2-M2 (A : flambement inélastique)

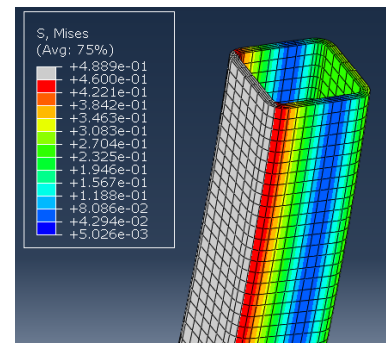
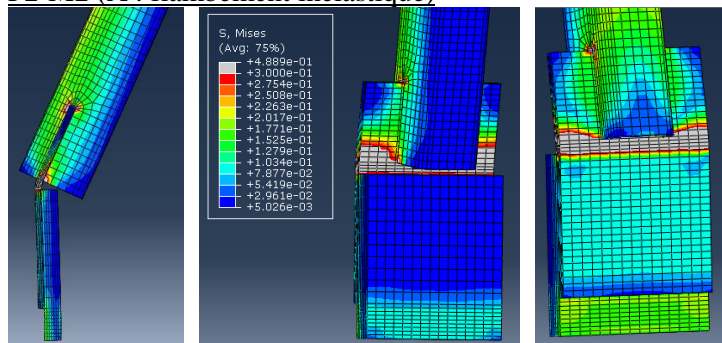
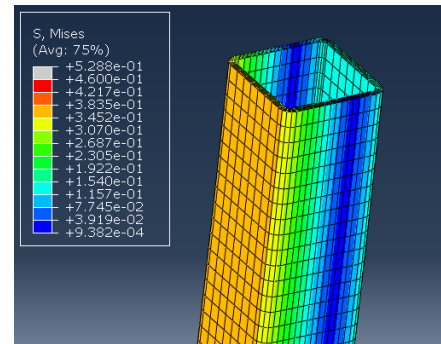
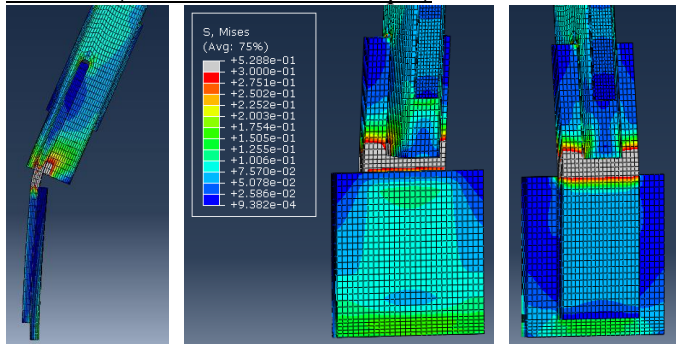


Figure G-2: Déformations et contraintes des modèles numériques lors de l'atteinte de la charge axiale maximale ($KL/r = 123$; HSS 89x89x8,0 ; $\Delta_o(-)$)

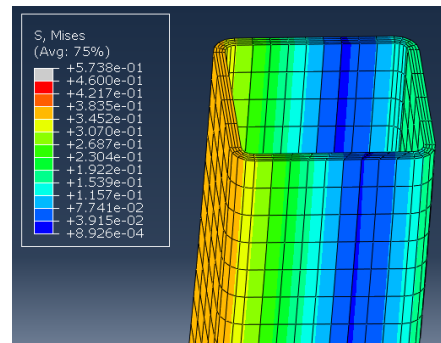
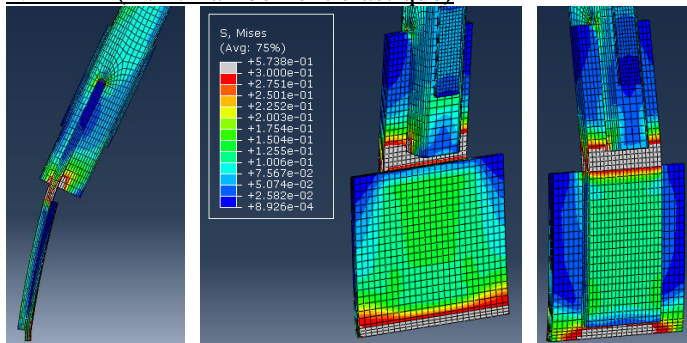
a) Assemblages ($\sigma_{\text{Mise-max}} = 300 \text{ MPa}$)

b) Profilé HSS ($\sigma_{\text{Mise-max}} = 460 \text{ MPa}$)

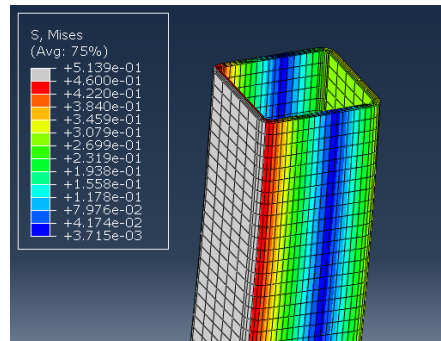
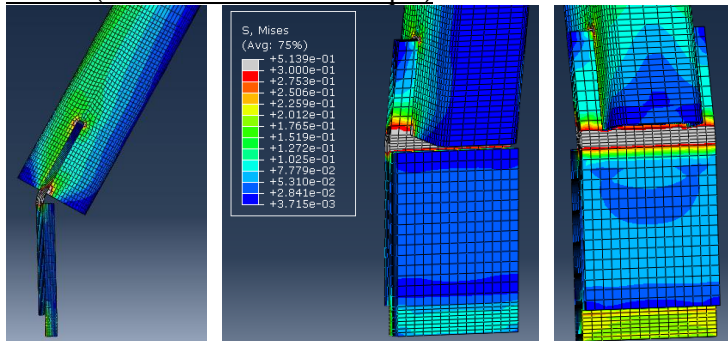
NF2-M1 (A : flambement élastique)



NF2-M2 (A.1 : flambement élastique)



F1-M1 (A : flambement inélastique)



F1-M2 (A : flambement inélastique)

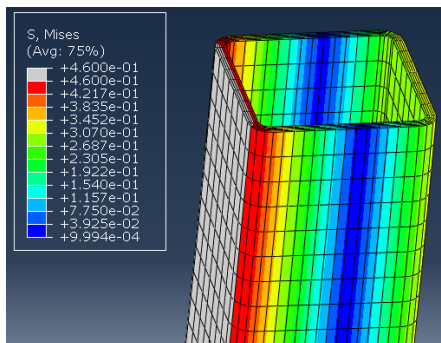
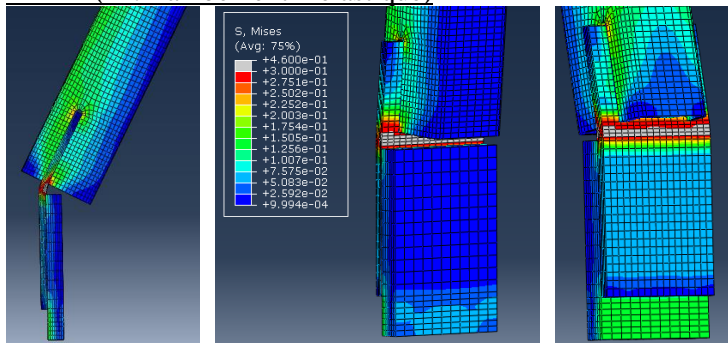
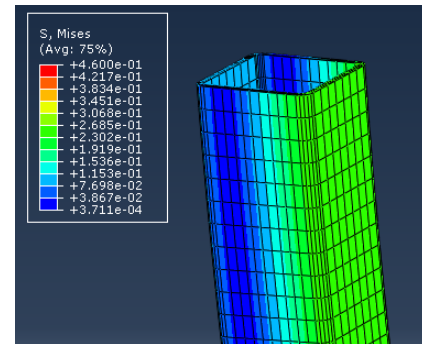
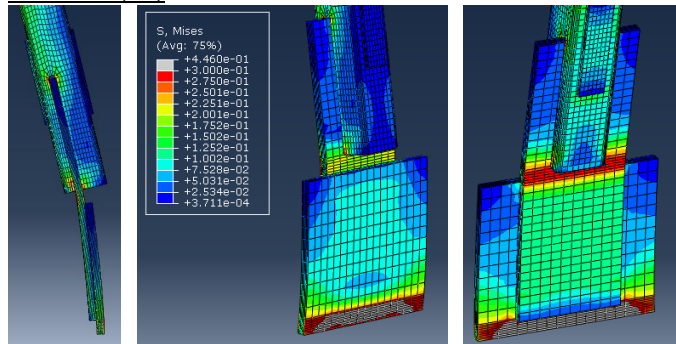


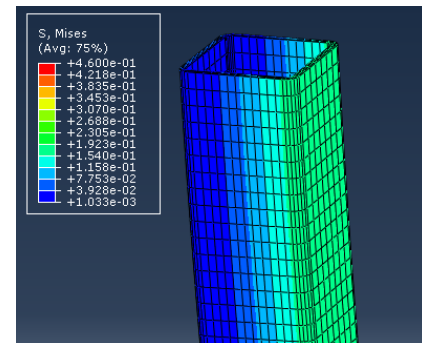
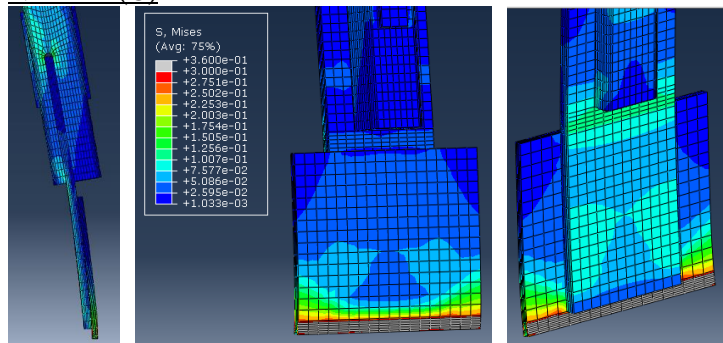
Figure G-3: Déformations et contraintes des modèles numériques lors de l'atteinte de la charge axiale maximale ($KL/r = 150$; HSS 102x102x6,4 ; $\Delta_o(-)$)

a) Assemblages ($\sigma_{\text{Mise-max}} = 300 \text{ MPa}$)b) Profilé HSS ($\sigma_{\text{Mise-max}} = 460 \text{ MPa}$)

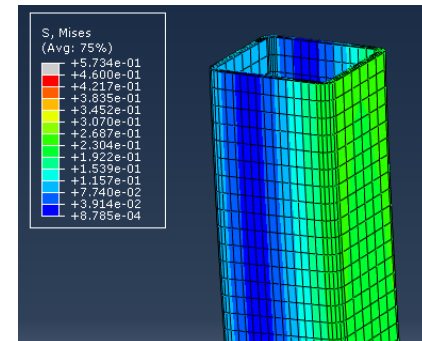
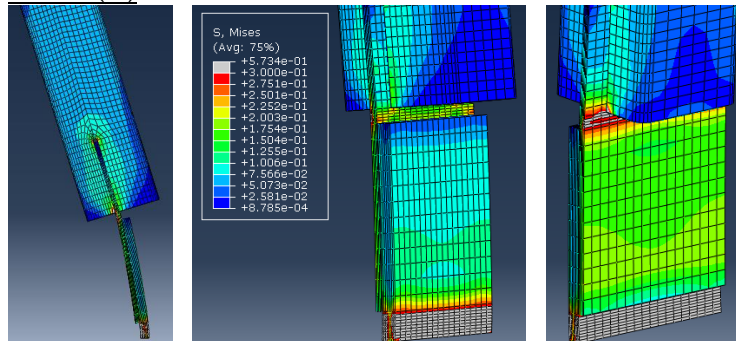
NF1-M1 (C.)



NF1-M2 (C.)



F1-M1 (C.)



F1-M2 (A.1 : flambement élastique)

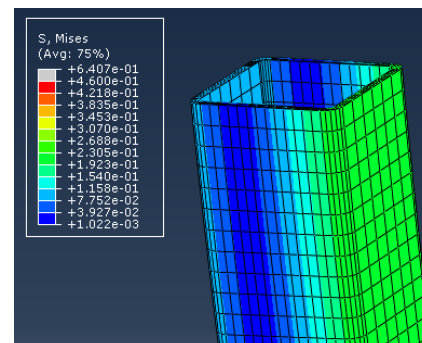
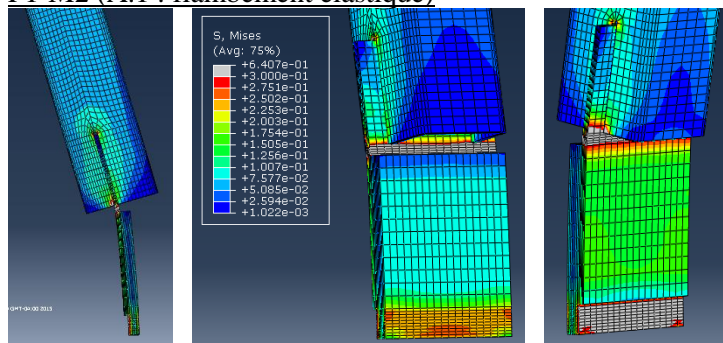


Figure G-4: Déformations et contraintes des modèles numériques lors de l'atteinte de la charge axiale maximale ($KL/r = 190$; HSS 114x114x6,4 ; $\Delta_o(+)$)

G.2.2 Comportement et résistances

Dans cette section, plusieurs comparaisons sont effectuées. Les résistances en compression des modèles numériques de la validation, ainsi que les déformées et les efforts dans les différentes pièces (plaque de transfert, gousset et profilé tubulaire) sont présentés et comparés avec ceux des modèles numériques de l'étude paramétrique.

G.2.2.1 Résistances en compression

L'ensemble des résistances en compression obtenues des modèles du logiciel Abaqus sont légèrement supérieures à celles des modèles du logiciel OpenSees tel qu'observé à la Figure G-5.

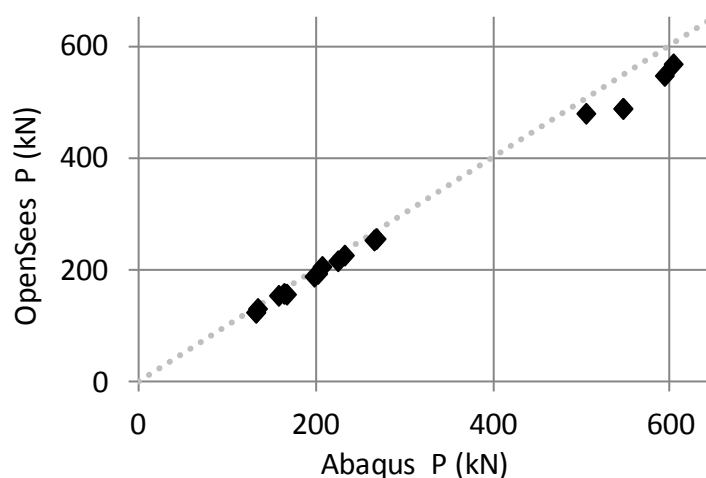


Figure G-5: Comparaison des résistances en compression des modèles numériques

G.2.2.2 Déformations axiale ε lorsque la résistance en compression est atteinte

La Figure G-6 présente les déformations axiales ε observées lors de l'atteinte de la résistance en compression de l'ensemble D-A.

Il est possible d'observer que les déformations axiales ε observées dans les modèles numériques des deux logiciels, OpenSees et Abaqus, sont semblables.

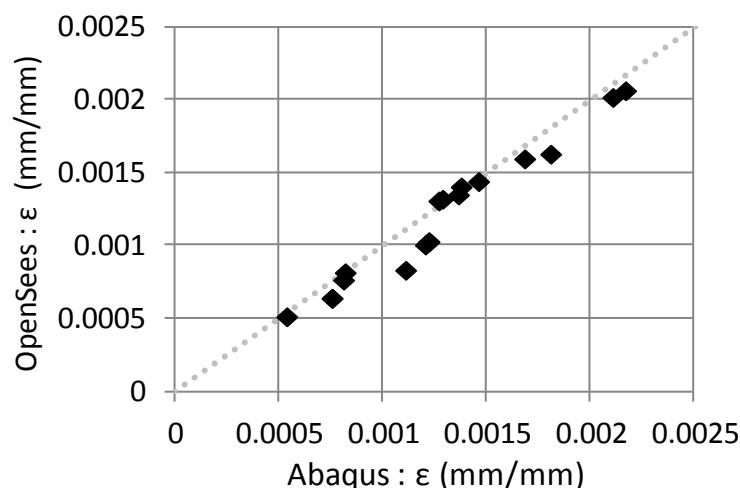


Figure G-6: Comparaison des déformations axiales ϵ lors de l'atteinte de la résistance en compression des modèles numériques

G.2.2.3 Déformée hors-plan à la mi-longueur $\Delta_{\text{hors-plan}}$ du HSS lorsque la résistance en compression est atteinte

La Figure G-7 présente les déformées hors-plan $\Delta_{\text{hors-plan}}$ à la mi-longueur du profilé tubulaire lors de l'atteinte de la résistance en compression de l'ensemble D-A pour les modèles numériques des logiciels OpenSees et Abaqus. En observant cette figure, il est possible de remarquer que les résultats obtenus des deux types de modèles numériques sont semblables.

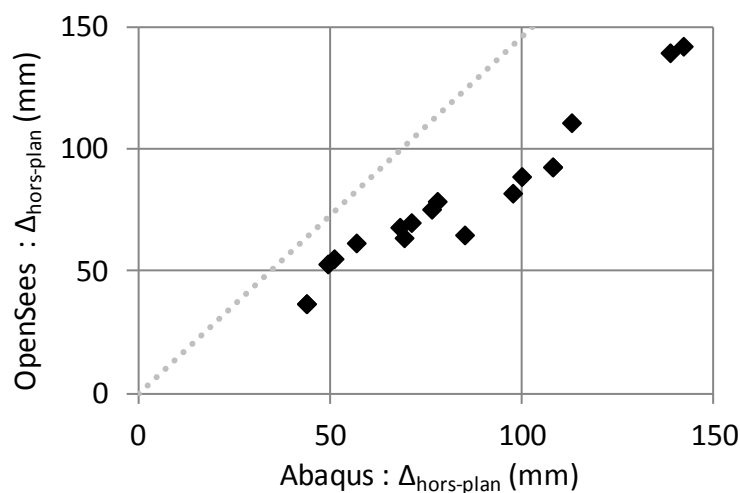


Figure G-7: Comparaison des déformées hors-plan à la mi-longueur du HSS $\Delta_{\text{hors-plan}}$ lors de l'atteinte de la résistance en compression des modèles numériques

G.2.2.4 Moment dans le gousset M_G lorsque la résistance en compression P_{\max} est atteinte

En général, les efforts de flexion dans les goussets des deux types de modèles numériques sont semblables tel qu'illustré à la Figure G-8.

Les deux points éloignés qui sont au-dessus de la courbe de régression correspondent aux efforts des modèles $KL/r = 92$ pour les diagonales sans fusible (NF), soit NF1-M1 et NF1-M2. Ainsi les efforts obtenus dans le logiciel OpenSees sont supérieurs à ceux obtenus dans les modèles numériques du logiciel Abaqus.

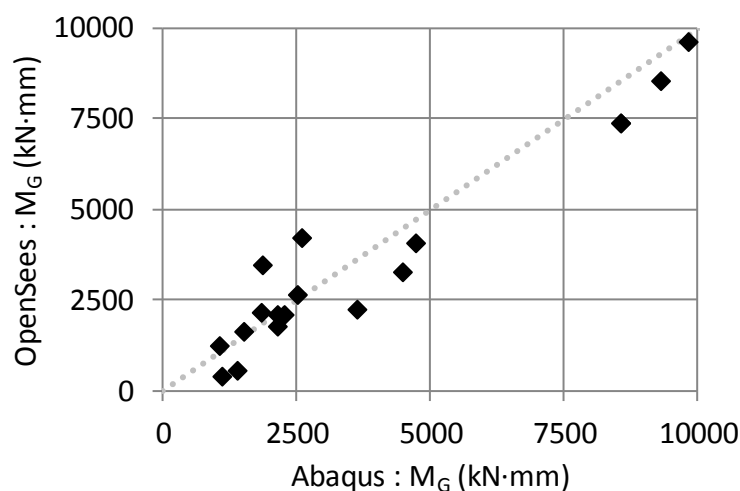


Figure G-8: Comparaison des efforts de flexion au niveau du gousset M_G lors de l'atteinte de la résistance en compression des modèles numériques

G.2.2.5 Moment dans la plaque de transfert M_{PL} lorsque la résistance en compression est atteinte

L'ensemble des efforts de flexion dans les plaques de transfert des modèles Abaqus sont plus grands que ceux des modèles OpenSees. En raison des différentes méthodes de modélisation des assemblages des logiciels OpenSees et Abaqus, les longueurs de rotation L_{T-G} et L_{T-PL} des plaques et des goussets sont légèrement différentes. Cela peut expliquer, en partie, les différences entre les efforts dans les goussets et les plaques de transfert des deux types de modèles numériques.

Les deux points à l'extrémité droite de la Figure G-9 représentent les résultats des modèles $KL/r = 92$ pour les diagonales sans fusible (NF), soit NF1-M1 et NF1-M2. Les efforts de flexion dans les plaques de transfert des modèles numériques Abaqus sont plus élevés que ceux des modèles OpenSees. Pour ces deux modèles, les rigidités des plaques et des goussets semblent être

différentes pour les deux types de modèles numériques (Abaqus et OpenSees), ce qui influence les efforts observés dans les goussets (Figure G-8) et les plaques de transfert (Figure G-9)

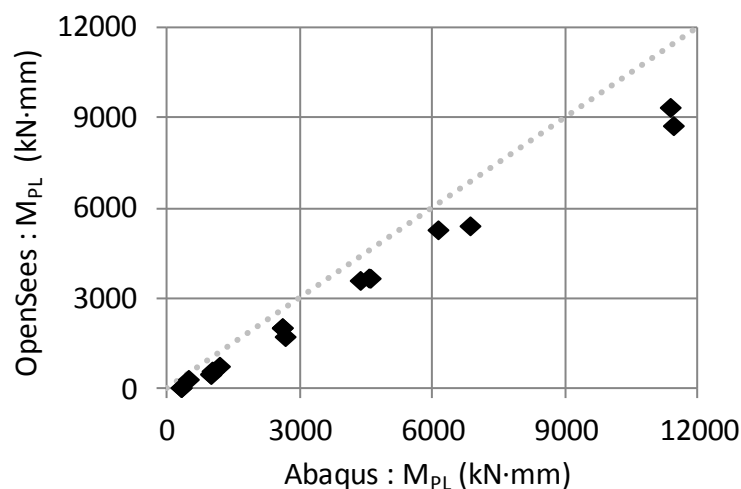


Figure G-9: Comparaison des efforts de flexion au niveau de la plaque de transfert M_{PL} lors de l'atteinte de la résistance en compression des modèles numériques

G.2.2.6 Moment à la mi-longueur du HSS M_{HSS} lorsque la résistance en compression est atteinte

En observant la Figure G-10, on remarque que les efforts de flexion à la mi-longueur des profilés tubulaire HSS M_{HSS} sont semblables pour les deux types de modèles numériques.

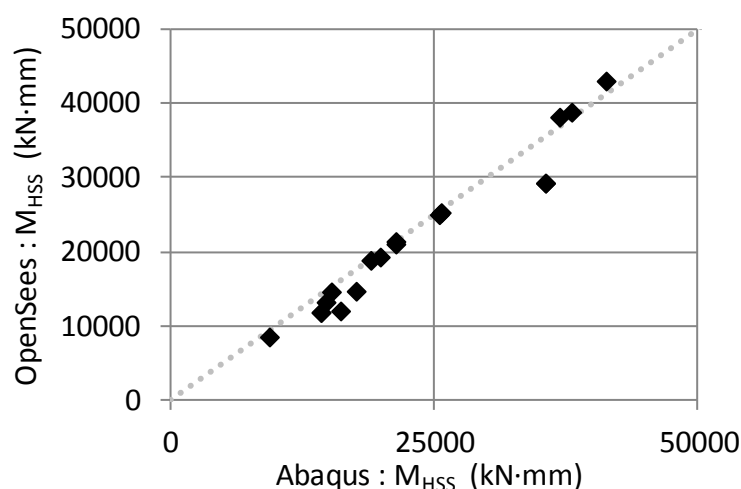


Figure G-10: Comparaison des efforts de flexion au niveau de la mi-longueur du profilé HSS M_{HSS} lors de l'atteinte de la résistance en compression des modèles numériques

G.2.3 Détails des resultats

$$\% \text{ Écart} = \frac{(\text{Résultat}_{\text{Abaqus}} - \text{Résultat}_{\text{OpenSees}})}{\text{Résultat}_{\text{OpenSees}}} \quad [\text{G-1}]$$

Tableau G-2 : Résultats des modèles faits d'un HSS 127x127x8,0 et ayant un élancement $KL/r = 92$

	KL/r = 92 ; HSS 127x127x8,0 ; $\Delta_o(-)$											
	NF1						F1					
	M1			M2			M1			M2		
	O/Sees	Abaqus	%Écart	O/Sees	Abaqus	%Écart	O/Sees	Abaqus	%Écart	O/Sees	Abaqus	%Écart
P_{\max} (kN)	567	602.7	6.3	546	592.7	8.5	483	545.9	11.1	479	504.1	5.3
ε (mm/mm)	0.00132	0.00129	-2.4	0.00131	0.00127	-3.0	0.00103	0.00122	18.9	0.00135	0.00136	1.1
$\Delta_{\text{hors-plan}}$ (mm)	-52.6	-49.3	-6.3	-55.5	-50.9	-8.3	-36.8	-43.7	18.8	-61.3	-56.7	-7.5
M_G (kN·mm)	3494	1839	-47.4	4245	2574	-39.4	7357	8550	16.2	9589	9815	2.4
M_{HSS} (kN·mm)	37897	36879	-2.7	38945	38025	-2.4	29371	35543	20.0	42856	41288	-3.7
M_{PL} (kN·mm)	-9360	-11372	21.5	-8753	-11443	30.7	-2232	-2607	16.8	-2310	-2672	15.7

Tableau G-3 : Résultats des modèles faits d'un HSS 89x89x8,0 et ayant un élancement $KL/r = 123$

	KL/r = 123 ; HSS 89x89x8,0 ; $\Delta_o(-)$											
	NF1						F2					
	M1			M2			M1			M2		
	O/Sees	Abaqus	%Écart	O/Sees	Abaqus	%Écart	O/Sees	Abaqus	%Écart	O/Sees	Abaqus	%Écart
P_{\max} (kN)	253	264.9	4.7	255	267.3	4.6	226	231.5	2.4	216	224.0	3.7
ϵ (mm/mm)	0.00144	0.00146	1.4	0.00140	0.00138	-1.9	0.00160	0.00168	5.4	0.00163	0.00181	11.0
$\Delta_{\text{hors-plan}}$ (mm)	-69.6	-71.1	2.2	-68.6	-68.1	-0.7	-75.3	-76.4	1.5	-79.2	-77.8	-1.8
M_G (kN·mm)	-420	-1079	156.9	-584	-1366	133.9	2143	1817	-15.2	2653	2494	-6.0
M_{HSS} (kN·mm)	19193	19882	3.6	18994	18982	-0.1	21010	21357	1.7	21503	21360	-0.7
M_{PL} (kN·mm)	-4071	-4594	12.8	-4068	-4561	12.1	-749	-985	31.5	-770	-995	29.2

Tableau G-4 : Résultats des modèles faits d'un HSS 102x102x6,4 et ayant un élancement $KL/r = 150$

	KL/r = 150 ; HSS 102x102x6,4 ; $\Delta_o(-)$											
	NF2						F1					
	M1			M2			M1			M2		
	O/Sees	Abaqus	%Écart	O/Sees	Abaqus	%Écart	O/Sees	Abaqus	%Écart	O/Sees	Abaqus	%Écart
P_{\max} (kN)	188	197.2	4.9	193	201.4	4.3	158	163.2	3.3	154	157.0	1.9
ϵ (mm/mm)	0.00083	0.00111	33.3	0.00101	0.00120	19.8	0.00202	0.00211	4.4	0.00207	0.00217	5.1
$\Delta_{\text{hors-plan}}$ (mm)	-64.3	-85.0	32.2	-82.5	-97.5	18.2	-139.8	-138.6	-0.9	-142.6	-142.0	-0.4
M_G (kN·mm)	-2253	-3610	60.2	-3274	-4462	36.3	1250	1032	-17.4	1646	1488	-9.6
M_{HSS} (kN·mm)	11912	16116	35.3	14772	17593	19.1	25051	25477	1.7	25356	25658	1.2
M_{PL} (kN·mm)	-5608	-6848	22.1	-5575	-6125	9.9	-890	-1057	18.8	-896	-1019	13.7

Tableau G-5 : Résultats des modèles faits d'un HSS 114x114x6,4 et ayant un élancement $KL/r = 190$

KL/r = 190 – HSS 114x114x6,4 ; $\Delta_o(+)$												
NF1							F1					
M1			M2			M1			M2			
O/Sees	Abaqus	%Écart	O/Sees	Abaqus	%Écart	O/Sees	Abaqus	%Écart	O/Sees	Abaqus	%Écart	
P_{max} (kN)	206	206.2	0.2	156	166.1	6.5	124	131.4	6.0	131	133.4	1.8
ε (mm/mm)	0.00076	0.00081	5.9	0.00051	0.00054	4.6	0.00064	0.00075	18.0	0.00082	0.00082	0.4
Δ_{hors-plan} (mm)	88.3	99.9	13.1	62.9	69.2	10.0	92.63	107.9	16.5	110.4	112.9	2.26
M_G (kN·mm)	8477	9298	9.7	4035	4709	16.7	1757	2119	20.6	2099	2247	7.1
M_{HSS} (kN·mm)	-13138	-14739	12.2	-8430	-9369	11.1	-11828	-14260	20.6	-14547	-15250	4.8
M_{PL} (kN·mm)	3771	4367	15.8	879	1188	35.1	144	323	124.3	417	486	16.5

ANNEXE H - RÉSULTATS DE L'ÉTUDE PARAMÉTRIQUE D'OPTIMISATION DES GOUSSETS

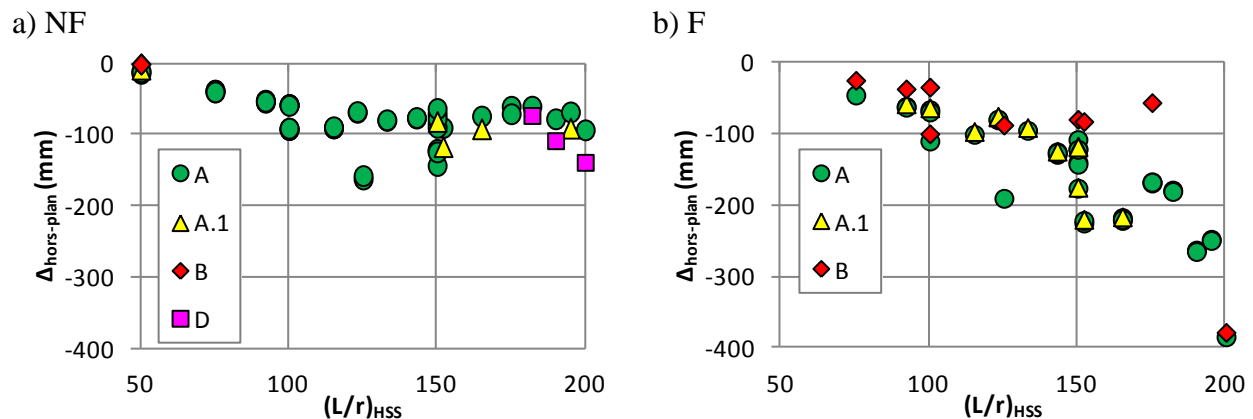


Figure H-1: Déformée hors-plan du profilé tubulaire $\Delta_{\text{hors-plan}}$ lors de l'atteinte de la charge axiale maximale pour les ensembles D-A ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(-)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

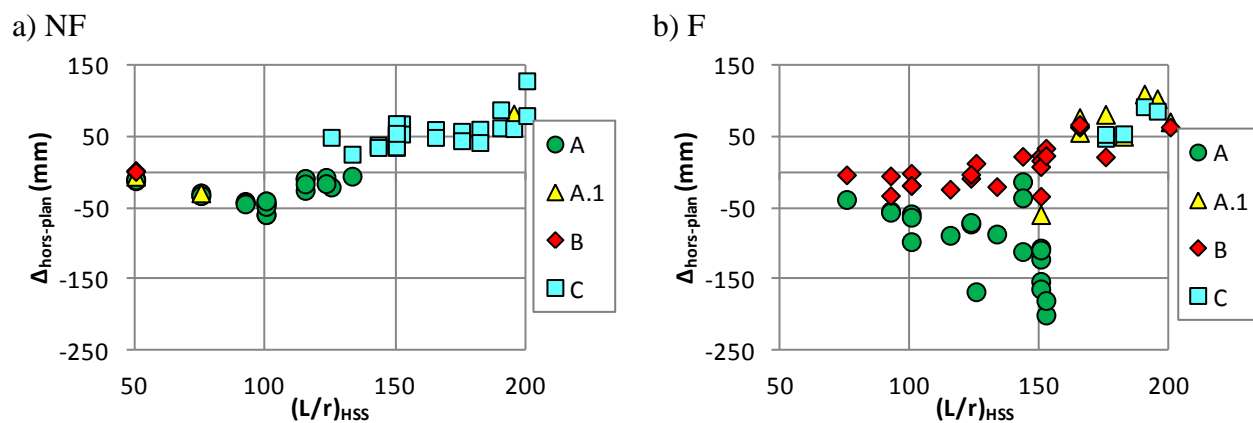


Figure H-2: Déformée hors-plan du profilé tubulaire $\Delta_{\text{hors-plan}}$ lors de l'atteinte de la charge axiale maximale pour les ensembles D-A ayant un défaut de rectitude négatif $\Delta_o(+)$: a) Diagonales NF ; b) Diagonales F

Résultats de l'étude paramétrique d'optimisation des goussets

		KLr50_HSS89x5	KLr50_HSS89x5	KLr50_HSS89x5	KLr50_HSS89x5
		NF1_M1	NF1_M2	NF2_M1	NF2_M2
HSS		89x89x4.8	89x89x4.8	89x89x4.8	89x89x4.8
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa					
P _{max}	(kN)	320	284	307	273
$\sigma_{G@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-1.0	-0.4	-0.7	-0.3
$\sigma_{G@Pmax-T/Fy}$	(kN/mm ²)	0.6	0.2	0.4	0.2
$\sigma_{HSS@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-1377.9	-1455.6	-2115.8	-2218.5
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	3132.5	3736.9	3148.2	3993.4
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-1787.6	-1781.4	-2589.0	-2590.3
M _{g-MAX}	(kN·mm)	3136.2	3744.0	3157.5	4003.1
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa					
P _{max}	(kN)	358.8	347.1	372.4	330.9
$\sigma_{G@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-1.0	-0.6	-1.0	-0.5
$\sigma_{G@Pmax-T/Fy}$	(kN/mm ²)	1.0	0.3	0.6	0.2
$\sigma_{HSS@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.9	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-1281.6	-1379.3	-2008.0	-2149.4
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	4382.9	5078.5	4604.6	5455.2
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-1363.2	-1790.2	-2599.8	-2571.5
M _{g-MAX}	(kN·mm)	4622.6	5079.8	4606.6	5457.0

		KLr50_HSS114x8	KLr50_HSS114x8
		NF1_M1	NF1_M2
HSS		114x114x8	114x114x8
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa			
P _{max}	(kN)	650	573
$\sigma_{G@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-1.0	-0.4
$\sigma_{G@Pmax-T/Fy}$	(kN/mm ²)	0.6	0.2
$\sigma_{HSS@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-4636.7	-4914.9
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	9110.6	10381.6
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-5349.7	-5891.6
M _{g-MAX}	(kN·mm)	9117.7	10391.0
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa			
P _{max}	(kN)	719.2	695.9
$\sigma_{G@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-1.0	-0.5
$\sigma_{G@Pmax-T/Fy}$	(kN/mm ²)	1.0	0.3
$\sigma_{HSS@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.9	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-4320.2	-4629.7
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	12813.2	14295.8
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-4647.5	-5884.9
M _{g-MAX}	(kN·mm)	13550.9	14300.7

		KLr75_HSS152x8	KLr75_HSS152x8	KLr75_HSS152x8	KLr75_HSS152x8	KLr75_HSS152x8	KLr75_HSS152x8
		NF1_M1	NF1_M2	NF2_M1	NF2_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		152x152x8	152x152x8	152x152x8	152x152x8	152x152x8	152x152x8
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa							
P _{max}	(kN)	751	722	762	733	707	643
$\sigma_{G@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.5	-0.4	-0.4	-0.3	-1.0	-0.5
$\sigma_{G@Pmax-T/Fy}$	(kN/mm ²)	0.2	0.1	0.2	0.1	0.7	0.2
$\sigma_{HSS@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-10946.5	-11091.7	-13036.5	-13212.0	-5163.9	-5503.3
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	7760.8	9039.7	7024.8	8317.0	12194.7	13888.1
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-12522.8	-12524.6	-14871.6	-14873.7	-6821.5	-6824.5
M _{g-MAX}	(kN·mm)	7776.0	9049.6	-9179.9	8332.2	12197.8	13891.1
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa							
P _{max}	(kN)	852.4	821.8	860.6	830.2	764.4	745.3
$\sigma_{G@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.6	-0.5	-0.6	-0.4	-1.0	-0.6
$\sigma_{G@Pmax-T/Fy}$	(kN/mm ²)	0.3	0.2	0.3	0.2	1.0	0.3
$\sigma_{HSS@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-0.9	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-10796.7	-10942.7	-12928.0	-13093.0	-4832.4	-5113.4
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	10913.6	12280.2	10196.3	11588.1	15776.2	17684.7
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-12422.8	-12425.1	-14757.9	-14760.6	-5488.9	-6760.4
M _{g-MAX}	(kN·mm)	10915.9	12282.1	10199.1	11591.5	16215.2	17684.7

		KLr92_HSS127x8	KLr92_HSS127x8	KLr92_HSS127x8	KLr92_HSS127x8	KLr92_HSS127x8	KLr92_HSS127x8	KLr92_HSS127x8	KLr92_HSS127x8
		NF1_M1	NF1_M2	NF2_M1	NF2_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		127x127x8	127x127x8	127x127x8	127x127x8	127x127x8	127x127x8	127x127x8	127x127x8
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa									
P _{max}	(kN)	523	489	522	511	470	425	451	418
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.3	-0.3	-0.3	-0.3	-1.0	-0.5	-0.9	-0.5
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	0.0	0.1	0.0	0.0	0.9	0.3	0.5	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-9272.8	-7836.5	-10953.2	-11014.5	-2305.4	-2464.6	-3150.0	-3269.2
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	2451.2	3799.5	2411.8	2933.7	6403.6	8019.1	6806.3	8359.1
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-10075.3	-7836.5	-12018.3	-12018.9	-3014.9	-3024.2	-3921.4	-3922.2
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-6879.1	3799.5	-8276.5	-7942.1	6403.6	8019.5	6806.6	8359.4
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa									
P _{max}	(kN)	567.1	546.3	562.3	552.3	487.9	478.9	502.8	470.3
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.3	-0.3	-0.4	-0.3	-1.0	-0.6	-1.0	-0.6
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	0.1	0.1	0.1	0.1	1.0	0.3	0.7	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-0.8	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-9359.7	-8752.6	-10973.5	-11012.5	-2231.9	-2309.7	-2950.3	-3086.4
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	3494.4	4244.7	3583.0	4181.6	7357.5	9588.8	8374.2	10078.6
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-10033.0	-8752.6	-11945.1	-11945.8	-2458.8	-3001.7	-3899.1	-3902.6
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-6009.2	4244.7	-7266.9	-6859.2	7435.9	9588.8	8374.2	10078.6

		KL100_HSS114x6	KL100_HSS114x6	KL100_HSS114x6	KL100_HSS114x6	KL100_HSS114x6	KL100_HSS114x6	KL100_HSS114x6	KL100_HSS114x6
		NF1_M1	NF1_M2	NF2_M1	NF2_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		114x114x6.4	114x114x6.4	114x114x6.4	114x114x6.4	114x114x6.4	114x114x6.4	114x114x6.4	114x114x6.4
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa									
P _{max}	(kN)	337	337	344	337	308	287	300	273
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.3	-0.3	-0.2	-0.2	-1.0	-0.6	-1.0	-0.5
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	0.1	0.1	0.0	0.0	1.0	0.3	0.6	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-4069.3	-4069.3	-5914.8	-5943.6	-848.8	-925.2	-1718.7	-1799.8
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	1707.0	1707.0	1219.0	1597.9	3658.2	4533.9	3875.2	5270.0
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-4450.0	-4450.0	-6403.3	-6394.9	-921.8	-1195.5	-1781.9	-2118.8
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-2931.5	-2931.5	-4433.7	-4218.0	3661.3	4533.9	3875.2	5270.2
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa									
P _{max}	(kN)	362.8	362.8	367.2	360.6	307.8	320.0	331.1	304.8
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.4	-0.4	-0.3	-0.3	-1.0	-0.7	-1.0	-0.6
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	0.1	0.1	0.0	0.0	1.0	0.4	0.9	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-0.7	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-4071.5	-4071.5	-5921.6	-5949.7	-846.8	-865.0	-1620.3	-1709.1
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	2224.8	2224.8	1750.8	2176.0	3685.7	5256.6	4697.3	6208.6
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-4422.2	-4422.2	-6366.5	-6366.8	-921.8	-1167.1	-2121.8	-2118.2
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-2485.7	-2485.7	-3887.0	-3631.6	3685.7	5256.6	4697.3	6208.6

		KLr100_HSS178x16	KLr100_HSS178x16	KLr100_HSS178x16	KLr100_HSS178x16	KLr100_HSS178x16	KLr100_HSS178x16
		NF1_M1	NF1_M2	NF2_M1	NF2_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		178x178x15.9	178x178x15.9	178x178x15.9	178x178x15.9	178x178x15.9	178x178x15.9
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa							
P _{max}	(kN)	1150	1150	1176	1176	988	915
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.2	-0.2	-0.1	-0.1	-1.0	-0.5
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.1	-0.1	-0.1	-0.1	0.6	0.2
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-35771.8	-35771.8	-40548.1	-40548.1	-9032.0	-9470.3
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	2250.1	2250.1	13.9	13.9	20094.8	24137.2
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-38064.0	-38064.0	-43180.6	-43180.6	-11529.7	-11504.9
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-25022.1	-25022.1	-29299.9	-29299.9	20094.8	24137.2
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa							
P _{max}	(kN)	1210.9	1210.9	1232.2	1232.2	1078.2	1009.3
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.2	-0.2	-0.2	-0.2	-1.0	-0.5
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.1	-0.1	-0.1	-0.1	0.8	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-35954.4	-35954.4	-40861.9	-40861.9	-8527.0	-8991.0
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	4292.5	4292.5	1806.0	1806.0	24718.7	28400.2
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-37862.1	-37862.1	-42393.6	-42393.6	-11158.4	-11145.6
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-21409.7	-21409.7	-17767.2	-17767.2	24719.0	28400.4

		KLr115_HSS127x6	KLr115_HSS127x6	KLr115_HSS127x6	KLr115_HSS127x6	KLr115_HSS127x6	KLr115_HSS127x6
		NF1_M1	NF1_M2	NF2_M1	NF2_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		127x127x6.4	127x127x6.4	127x127x6.4	127x127x6.4	127x127x6.4	127x127x6.4
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa							
P _{max}	(kN)	320	320	323	329	289	275
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.2	-0.2	-0.1	-0.1	-0.9	-0.6
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.1	-0.1	-0.1	-0.2	0.5	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-4738.8	-4738.8	-6862.2	-6841.1	-1248.1	-1279.0
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	582.9	582.9	268.2	-168.1	3185.6	4130.8
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-5028.4	-5028.4	-7235.1	-7235.0	-1546.8	-1544.1
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-3408.3	-3408.3	-4926.5	-5154.3	3185.7	4130.8
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa							
P _{max}	(kN)	336.3	336.3	337.7	342.7	311.5	299.0
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.2	-0.2	-0.2	-0.2	-1.0	-0.6
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	0.0	0.0	-0.1	-0.1	0.6	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-4770.3	-4770.3	-6901.3	-6894.0	-1198.5	-1226.1
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	860.5	860.5	574.5	84.2	3638.2	4682.9
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-5003.9	-5003.9	-7195.7	-7195.4	-1511.7	-1512.8
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-2920.1	-2920.1	-4267.9	-4550.6	3638.2	4682.9

		KLr123_HSS89x8	KLr123_HSS89x8	KLr123_HSS89x8	KLr123_HSS89x8	KLr123_HSS89x8	KLr123_HSS89x8
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		89x89x8.0	89x89x8.0	89x89x8.0	89x89x8.0	89x89x8.0	89x89x8.0
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa							
P _{max}	(kN)	245	248	209	196	211	200
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.0	0.0	-1.0	-0.6	-1.0	-0.6
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.2	0.0	0.6	0.3	0.6	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-4047.4	-4039.3	-1004.4	-1031.0	-779.3	-799.8
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	-518.5	-654.0	1893.4	2518.9	1843.1	2348.6
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-4254.3	-4254.3	-1206.4	-1187.6	-962.0	-960.8
M _{g-MAX}	(kN·mm)	-3332.1	-3311.0	1893.4	2518.9	1843.1	2348.6
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa							
P _{max}	(kN)	252.9	255.5	223.7	212.5	226.0	215.9
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.0	0.0	-1.0	-0.6	-1.0	-0.7
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.2	0.0	0.7	0.3	0.8	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-4070.9	-4068.1	-972.1	-996.7	-748.7	-770.2
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	-420.4	-584.5	2194.4	2863.6	2143.2	2652.8
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-4250.9	-4250.8	-1198.8	-1202.5	-950.6	-951.2
M _{g-MAX}	(kN·mm)	-3079.5	-3061.1	2194.4	2863.6	2143.2	2652.8

		KLr125_HSS203x13	KLr125_HSS203x13	KLr125_HSS203x13	KLr125_HSS203x13
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		203x203x12.7	203x203x12.7	203x203x12.7	203x203x12.7
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa					
P _{max}	(kN)	956	977	754	765
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.1	0.2	-1.0	-0.6
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.2	-0.4	1.0	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-0.8	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-43044.6	-42826.2	-4963.1	-5034.5
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	-9411.9	-12645.4	15305.7	18483.6
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-44873.2	-44870.4	-5555.1	-6530.5
M _{g-MAX}	(kN·mm)	-30892.8	-32971.9	15403.3	18483.6
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa					
P _{max}	(kN)	972.7	989.8	753.9	823.0
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.0	0.2	-1.0	-0.7
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.2	-0.4	1.0	0.4
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-0.6	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-43244.8	-43194.5	-4962.9	-4734.1
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	-9008.6	-12609.0	15311.2	20778.6
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-44564.2	-44561.0	-5555.1	-5655.6
M _{g-MAX}	(kN·mm)	-26848.4	-29400.8	15416.6	20778.7

		KLr133_HSS89x9	KLr133_HSS89x9	KLr133_HSS89x9	KLr133_HSS89x9
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		89x89x9.5	89x89x9.5	89x89x9.5	89x89x9.5

Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa

P _{max}	(kN)	222	225	187	177
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.0	0.1	-1.0	-0.5
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.3	-0.3	0.5	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-4027.1	-4015.9	-944.9	-963.0
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	-878.0	-1098.8	1631.8	2232.9
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-4193.3	-4193.3	-1115.9	-1099.7
M _{g-MAX}	(kN·mm)	-3312.7	-3411.5	1631.8	2232.9

Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa

P _{max}	(kN)	225.8	227.8	198.6	189.7
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.0	0.1	-1.0	-0.6
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.2	-0.3	0.6	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-4038.5	-4036.2	-920.4	-940.2
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	-831.6	-1073.0	1845.9	2497.2
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-4193.1	-4193.0	-1108.1	-1123.5
M _{g-MAX}	(kN·mm)	-3072.3	-3195.5	1845.9	2497.2

		KLr143_HSS102x6	KLr143_HSS102x6	KLr143_HSS102x6	KLr143_HSS102x6	KLr143_HSS102x6	KLr143_HSS102x6
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		102x102x6.4	102x102x6.4	102x102x6.4	102x102x6.4	102x102x6.4	102x102x6.4

Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa

P _{max}	(kN)	201	206	164	157	166	163
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.2	0.5	-1.0	-0.5	-0.4	-0.4
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.4	-0.8	0.5	0.2	0.1	0.1
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.9	-0.9	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-5692.6	-5612.9	-715.5	-724.7	-1851.8	-1856.6
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	-2110.5	-2731.6	1176.1	1731.3	832.3	1047.9
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-5884.0	-5883.9	-821.0	-821.2	-1973.7	-1973.7
M _{g-MAX}	(kN·mm)	-4699.2	-5046.1	1176.1	1731.3	-1005.8	1047.9

Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa

P _{max}	(kN)	200.8	205.7	172.5	166.2	173.1	171.0
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.2	0.5	-1.0	-0.5	-0.5	-0.4
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.4	-0.8	0.7	0.3	0.1	0.1
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.8	-0.7	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-5719.1	-5658.0	-701.2	-712.8	-1838.0	-1842.0
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	-2134.1	-2783.4	1318.6	1898.5	972.3	1205.6
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-5835.9	-5884.0	-825.8	-839.0	-1956.3	-1956.4
M _{g-MAX}	(kN·mm)	-3725.0	-4801.0	1318.6	1898.6	972.3	1205.6

		KLr150_HSS89x8	KLr150_HSS89x8	KLr150_HSS89x8	KLr150_HSS89x8	KLr150_HSS89x8	KLr150_HSS89x8
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		89x89x8	89x89x8	89x89x8	89x89x8	89x89x8	89x89x8
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa							
P _{max}	(kN)	187	190	156	151	156	150
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.2	0.4	-1.0	-0.6	-0.9	-0.5
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.3	-0.6	0.7	0.3	0.5	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-4053.8	-4019.7	-419.1	-429.2	-657.1	-666.6
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	-1478.1	-1929.5	1305.8	1607.3	1240.6	1715.7
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-4168.6	-4168.5	-531.4	-532.3	-778.6	-760.8
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-3356.7	-3563.1	1305.8	1607.3	1240.6	1715.7
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa							
P _{max}	(kN)	187.2	190.7	164.2	159.6	163.4	158.2
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.2	0.4	-1.0	-0.7	-1.0	-0.6
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.3	-0.6	0.8	0.4	0.5	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.7	-0.8	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-4055.4	-4051.3	-406.8	-416.9	-643.7	-653.2
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	-1476.7	-1964.2	1443.4	1744.4	1365.0	1877.2
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-4168.6	-4168.6	-518.3	-516.0	-762.7	-773.0
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-3132.9	-3390.8	1443.4	1744.4	1365.0	1877.2

		KLr150_HSS102x6	KLr150_HSS102x6	KLr150_HSS102x6	KLr150_HSS102x6	KLr150_HSS102x6	KLr150_HSS102x6
		NF1_M1	NF1_M2	NF2_M1	NF2_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		102x102x6.4	102x102x6.4	102x102x6.4	102x102x6.4	102x102x6.4	102x102x6.4
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa							
P _{max}	(kN)	174	176	188	193	151	147
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.2	0.3	0.2	0.9	-0.8	-0.5
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.3	-0.5	-0.4	-1.0	0.4	0.2
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-1.0	-1.0	-0.8	-0.9	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-3424.5	-3421.6	-5606.0	-5557.1	-899.7	-907.3
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	-1320.8	-1548.8	-2251.4	-3252.3	1133.6	1502.2
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-3516.7	-3516.7	-5853.2	-5756.1	-1005.7	-1005.8
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-2811.3	-2912.9	-4702.1	-4665.2	1133.6	1502.2
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa							
P _{max}	(kN)	175.8	176.9	188.4	193.5	157.8	154.3
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.2	0.3	0.2	0.9	-0.8	-0.6
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.3	-0.5	-0.4	-1.0	0.4	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-1.0	-0.9	-0.6	-0.7	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-3423.4	-3422.3	-5607.9	-5574.7	-889.9	-896.4
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	-1301.3	-1536.6	-2253.5	-3274.4	1250.1	1646.0
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-3516.3	-3516.2	-5853.2	-5756.8	-993.0	-993.1
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-2604.9	-2733.3	-4397.4	-4652.4	1250.1	1646.0

		KLr150_HSS127x9	KLr150_HSS127x9	KLr150_HSS127x9	KLr150_HSS127x9	KLr150_HSS127x9	KLr150_HSS127x9	KLr150_HSS127x9	KLr150_HSS127x9
		NF1_M1	NF1_M2	NF2_M1	NF2_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		127x127x9.5	127x127x9.5	127x127x9.5	127x127x9.5	127x127x9.5	127x127x9.5	127x127x9.5	127x127x9.5
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa									
P _{max}	(kN)	342	351	324	329	258	265	269	257
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.2	0.5	0.2	0.7	-1.0	-0.7	-1.0	-0.6
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.3	-0.7	-0.4	-0.9	1.0	0.4	0.5	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.8	-0.9	-1.0	-1.0	-0.8	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-13241.7	-13122.5	-9241.1	-9117.1	-775.8	-783.6	-1625.3	-1658.1
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	-5179.1	-6709.0	-3894.2	-5555.2	2743.3	3838.5	3349.4	4608.6
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-13777.6	-13777.5	-9506.7	-9506.5	-832.3	-1001.9	-1945.1	-1954.6
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-10694.8	-11544.5	-7543.6	-8509.5	2743.3	3838.5	3349.4	4608.6
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa									
P _{max}	(kN)	342.1	350.9	325.0	330.7	258.5	279.9	282.4	273.0
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.2	0.5	0.2	0.7	-1.0	-0.7	-1.0	-0.6
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.3	-0.7	-0.4	-0.9	1.0	0.4	0.6	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.6	-0.7	-0.9	-0.8	-0.6	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-13257.3	-13129.7	-9241.4	-9232.6	-775.8	-756.3	-1585.3	-1613.1
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	-5196.2	-6716.8	-3876.6	-5701.1	2743.4	4147.1	3685.7	5048.3
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-13748.6	-13747.8	-9475.2	-9474.9	-832.3	-958.5	-1875.8	-1885.7
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-9845.0	-10889.1	-6937.4	-8086.8	2743.4	4147.1	3685.7	5048.3

		KLr152_HSS152x8	KLr152_HSS152x8	KLr152_HSS152x8	KLr152_HSS152x8	KLr152_HSS152x8	KLr152_HSS152x8
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		152x152x8.0	152x152x8.0	152x152x8.0	152x152x8.0	152x152x8.0	152x152x8.0
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa							
P _{max}	(kN)	367	374	281	271	258	276
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.3	0.9	-1.0	-0.6	-1.0	-0.7
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.4	-1.0	0.5	0.3	1.0	0.4
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.8	-0.9	-1.0	-1.0	-0.6	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-18190.9	-17951.1	-1780.0	-1808.9	-774.1	-762.1
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	-7838.2	-10615.8	3397.8	4778.4	2740.4	4078.4
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-19118.5	-18768.8	-2082.9	-2103.3	-818.7	-981.0
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-14778.0	-14835.0	3397.8	4778.4	2740.4	4078.4
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa							
P _{max}	(kN)	367.2	374.2	293.7	285.5	258.3	290.9
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.3	0.9	-1.0	-0.6	-1.0	-0.8
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.4	-1.0	0.6	0.3	1.0	0.4
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.6	-0.7	-1.0	-1.0	-0.5	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-18187.1	-18005.7	-1742.3	-1766.4	-774.1	-735.6
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	-7834.0	-10686.1	3708.1	5193.6	2740.4	4373.7
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-19056.1	-18771.9	-2002.6	-2023.3	-818.7	-977.2
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-13577.2	-14786.9	3708.1	5193.6	2740.4	4373.7

		KLr165_HSS127x6	KLr165_HSS127x6	KLr165_HSS127x6	KLr165_HSS127x6	KLr165_HSS127x6	KLr165_HSS127x6
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		127x127x6.4	127x127x6.4	127x127x6.4	127x127x6.4	127x127x6.4	127x127x6.4
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa							
P _{max}	(kN)	214	219	165	161	166	162
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.2	0.8	-0.9	-0.5	-1.0	-0.6
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.4	-1.0	0.5	0.3	0.5	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.7	-0.8	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-9825.8	-9691.8	-714.7	-719.7	-499.1	-504.0
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	-4258.9	-5452.7	1286.7	1805.1	1286.1	1672.9
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-10405.3	-10341.6	-830.8	-810.0	-592.6	-592.9
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-8026.5	-8327.7	1286.7	1805.1	1286.1	1672.9
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa							
P _{max}	(kN)	214.2	219.5	171.4	168.1	172.0	169.4
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.2	0.8	-0.9	-0.6	-1.0	-0.6
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.4	-1.0	0.5	0.3	0.6	0.3
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.5	-0.6	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-9825.8	-9688.4	-703.5	-709.5	-490.1	-494.1
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	-4258.9	-5448.9	1389.5	1932.8	1382.4	1784.4
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-10405.4	-10343.7	-800.3	-808.3	-569.0	-569.3
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-7406.8	-8309.5	1389.5	1932.8	1382.4	1784.4

		KLr175_HSS89x6	KLr175_HSS89x6	KLr175_HSS89x6	KLr175_HSS89x6	KLr175_HSS89x6	KLr175_HSS89x6
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2	F2_M1	F2_M2
HSS		89x89x6.4	89x89x6.4	89x89x6.4	89x89x6.4	89x89x6.4	89x89x6.4
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa							
P _{max}	(kN)	122	126	92	100	102	101
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.2	0.6	-1.0	-0.7	-0.4	-0.4
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.3	-0.8	1.0	0.4	0.1	0.1
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.7	-0.7	-0.6	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-3435.3	-3389.2	-228.1	-229.6	-725.9	-726.7
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	-1483.7	-1956.0	599.7	736.4	356.0	429.7
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-3578.4	-3583.2	-230.8	-274.6	-768.7	-768.8
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-2819.8	-3078.7	599.7	736.4	356.0	429.7
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa							
P _{max}	(kN)	122.3	126.0	91.5	103.3	105.1	104.6
σ _{G@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	0.2	0.6	-1.0	-0.7	-0.5	-0.4
σ _{G@Pmax-T/Fy}	(kN/mm ²)	-0.3	-0.8	1.0	0.4	0.1	0.1
σ _{HSS@Pmax-B/Fy}	(kN/mm ²)	-0.5	-0.5	-0.4	-1.0	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN-mm)	-3435.3	-3394.0	-228.1	-225.6	-722.3	-723.0
M _{G@Pmax}	(kN-mm)	-1483.7	-1961.6	599.7	783.6	396.8	473.8
M _{PL-node14-MAX}	(kN-mm)	-3578.4	-3583.3	-230.8	-265.1	-760.8	-760.9
M _{g-MAX}	(kN-mm)	-2613.3	-2933.3	599.7	783.6	396.8	473.8

		KLr182_HSS89x8	KLr182_HSS89x8	KLr182_HSS89x8	KLr182_HSS89x8
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		89x89x8.0	89x89x8.0	89x89x8.0	89x89x8.0
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa					
P _{max}	(kN)	147	137	113	112
$\sigma_{G@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	0.3	1.1	-0.7	-0.5
$\sigma_{G@Pmax-T/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.5	-1.0	0.3	0.3
$\sigma_{HSS@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.6	-0.7	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-4462.9	-3413.4	-433.1	-434.4
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	-2396.1	-2463.2	737.6	876.3
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-4776.7	-3429.4	-484.2	-484.2
M _{g-MAX}	(kN·mm)	-4012.2	-2834.8	737.6	876.3
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa					
P _{max}	(kN)	147.2	137.1	116.7	115.6
$\sigma_{G@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	0.3	1.1	-0.8	-0.6
$\sigma_{G@Pmax-T/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.5	-1.0	0.4	0.3
$\sigma_{HSS@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.5	-0.5	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-4462.9	-3413.4	-429.5	-430.6
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	-2396.1	-2463.2	788.0	933.0
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-4776.8	-3429.4	-476.8	-476.8
M _{g-MAX}	(kN·mm)	-3803.6	-2834.7	788.0	933.0

		KLr190_HSS114x6	KLr190_HSS114x6	KLr190_HSS114x6	KLr190_HSS114x6
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		114x114x6.4	114x114x6.4	114x114x6.4	114x114x6.4
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa					
P _{max}	(kN)	149	147	115	114
$\sigma_{G@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	0.4	1.1	-0.7	-0.6
$\sigma_{G@Pmax-T/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.5	-1.0	0.4	0.3
$\sigma_{HSS@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.6	-0.7	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-5934.6	-5739.2	-431.1	-432.1
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	-3345.9	-4136.7	764.5	910.0
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-6367.8	-5911.1	-478.8	-478.8
M _{g-MAX}	(kN·mm)	-5194.7	-4873.8	764.5	910.0
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa					
P _{max}	(kN)	149.1	147.3	118.4	117.6
$\sigma_{G@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	0.4	1.1	-0.8	-0.6
$\sigma_{G@Pmax-T/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.5	-1.0	0.4	0.3
$\sigma_{HSS@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.4	-0.5	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-5934.6	-5739.3	-427.9	-428.7
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	-3345.9	-4136.7	810.6	961.2
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-6367.9	-5911.1	-465.3	-465.5
M _{g-MAX}	(kN·mm)	-4869.5	-4872.6	810.6	961.2

		KLr195_HSS102x5	KLr195_HSS102x5	KLr195_HSS102x5	KLr195_HSS102x5
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		102x102x4.8	102x102x4.8	102x102x4.8	102x102x4.8
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa					
P _{max}	(kN)	97	98	76	75
$\sigma_{G@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	0.3	0.9	-0.3	-0.3
$\sigma_{G@Pmax-T/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.4	-1.0	0.0	0.1
$\sigma_{HSS@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.5	-0.6	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-3577.3	-3540.9	-469.7	-470.4
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	-1972.3	-2411.7	143.6	264.5
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-3835.9	-3841.0	-489.5	-492.1
M _{g-MAX}	(kN·mm)	-3114.8	-3533.5	-203.7	264.5
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa					
P _{max}	(kN)	97.2	97.5	77.9	77.3
$\sigma_{G@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	0.3	0.9	-0.4	-0.3
$\sigma_{G@Pmax-T/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.4	-1.0	0.0	0.1
$\sigma_{HSS@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.4	-0.5	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-3577.3	-3540.9	-468.1	-468.6
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	-1972.3	-2411.7	163.5	287.6
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-3836.0	-3841.2	-483.6	-486.2
M _{g-MAX}	(kN·mm)	-2916.1	-3303.3	163.5	287.6

		KLr200_HSS152x13	KLr200_HSS152x13	KLr200_HSS152x13	KLr200_HSS152x13
		NF1_M1	NF1_M2	F1_M1	F1_M2
HSS		152x152x12.7	152x152x12.7	152x152x12.7	152x152x12.7
Résultats d'analyse - Fy = 345 Mpa					
P _{max}	(kN)	359	323	264	258
$\sigma_{G@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	0.3	1.1	-1.0	-0.6
$\sigma_{G@Pmax-T/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.5	-1.0	0.8	0.3
$\sigma_{HSS@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.5	-0.6	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-21443.7	-15328.7	-1089.3	-1103.2
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	-12189.0	-11330.6	2705.7	3984.9
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-23236.6	-15460.8	-1257.4	-1258.7
M _{g-MAX}	(kN·mm)	-18319.5	-12989.8	2705.7	3984.9
Résultats d'analyse - RyFy = 460 Mpa					
P _{max}	(kN)	358.6	323.4	271.8	266.9
$\sigma_{G@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	0.3	1.1	-1.0	-0.6
$\sigma_{G@Pmax-T/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.5	-1.0	1.0	0.3
$\sigma_{HSS@Pmax-B/Fy}$	(kN/mm ²)	-0.4	-0.4	-1.0	-1.0
M _{PL@Pmax}	(kN·mm)	-21443.7	-15328.7	-1073.3	-1084.5
M _{G@Pmax}	(kN·mm)	-12189.0	-11330.6	2916.8	4190.0
M _{PL-node14-MAX}	(kN·mm)	-23208.9	-15460.8	-1182.1	-1184.0
M _{g-MAX}	(kN·mm)	-16956.5	-12989.8	2916.8	4190.0

ANNEXE I – VALIDATION DE LA PLASTIFICATION DES PLAQUES DE TRANSFERT DU MODÈLE ANALYTIQUE ($C_{PL-EFF} - E_{PL}$)

I.1 Propriété des modèles de validation

Au total, 12 modèles analytiques ont été validés par des simulations numériques réalisées avec le logiciel OpenSees.

Les diagonales modélisées sont des profilés tubulaires HSS 127x127x8,0. Deux séries de modèles ont été créés, soit une première série ayant les caractéristiques moyennes des assemblages des diagonales NF et une deuxième série pour les diagonales F. Les caractéristiques des assemblages sont présentées au Tableau I-1. Les propriétés des assemblages de ces modèles ont été établies en fonction des celles des assemblages déterminés dans l'étude paramétrique à la section 4.3.3.

Tableau I-1: Caractéristiques des assemblages des modèles numériques de la validation

	$e(d_{HSS}/2)/r^2$ e_{PL}	C_{PL}	I_{PL}	b_{PL}	t_{PL}
	mm^2/mm^2 (mm)	% $(EI/L)_{HSS}$	% I_{HSS} (mm^4)	% d_{HSS} (mm)	mm
NF	0,6 (22,13)	300 %	3,0 % (231 900)	200 % (254)	22,21
F	0,5 (18,45)	50 %	0,35 % (27 080)	175 % (222,3)	11,35

La modélisation numérique des modèles de validation est semblable à celle des modèles de l'étude paramétrique du Chapitre 4. Le profilé tubulaire et les plaques de transfert sont modélisés à l'aide d'éléments poutre-colonne ayant des sections de fibres. Les mêmes matériaux non-linéaires « Steel 02 » ont été assignés à ces sections. Les limites élastiques du profilé tubulaire et des plaques de transfert sont de 345 MPa et 300 MPa respectivement.

I.2 Modèles analytiques sans fusible (NF)

Pour les ensembles D-A sans fusible NF, sept diagonales ayant des élancements $(L/r)_{HSS}$ compris entre 50 et 200 (50, 75, 100, 125, 150, 175 et 200).

I.2.1 Résistance maximale en compression et effort de flexion dans la plaque de transfert

Le Tableau I-2 présente les résultats de la validation du modèle analytique ayant des caractéristiques typiques des diagonales sans fusible NF. Il s'agit des résistances axiales en compression $P/(A_{HSS}F_y)$ et des efforts de flexion M_c dans les plaques de transfert lors de l'atteinte de la charge axiale maximale. Les pourcentages d'erreur relative sont déterminés à partir de l'équation [I-1].

En observant ce tableau, on remarque que les diagonales plus élancées, des modèles analytiques et numériques, présentent un mode de rupture par flambement élastique. De plus, il est possible d'observer que seule la diagonale ayant un élancement $(L/r)_{HSS}$ de 150 ne présente pas le même type de flambement pour le modèle analytique et le modèle numérique. Cette différence n'est pas significative et elle est principalement due aux différentes hypothèses de modélisation.

$$Erreur\ relative = \frac{Analyt. - OpenSees}{Analyt.} \quad [I-1]$$

Tableau I-2: Résultats de la validation du modèle analytique (NF) avec le logiciel par éléments finis OpenSees

$(L/r)_{HSS}$	$P/(A_{HSS}F_y)$			M_c			Flambement	
	Analyt.	O/Sees	Erreur relative	Analyt.	O/Sees	Erreur relative	Analyt.	O/Sees
50	0,614	0,640	-4,2%	-7487	-7497	-0,1%	inélast.	inélast.
75	0,517	0,528	-2,1%	-8011	-8037	-0,3%	inélast.	inélast.
100	0,414	0,415	-0,2%	-8471	-8499	-0,3%	inélast.	inélast.
125	0,321	0,320	0,3%	-8796	-8804	-0,1%	inélast.	inélast.
150	0,249	0,248	0,4%	-9013	-8972	0,5%	inélast.	élast.
175	0,198	0,197	0,5%	-8816	-8815	0,0%	élast.	élast.
200	0,163	0,163	0,0%	-8517	-8529	-0,1%	élast.	élast.

La Figure I-1 illustre graphiquement les résultats obtenus de cette validation numérique. Il est possible de remarquer que les résistances $P/(A_{HSS}F_y)$ et les efforts de flexion dans les plaques de transfert M_c sont semblables pour les modèles analytiques et numériques.

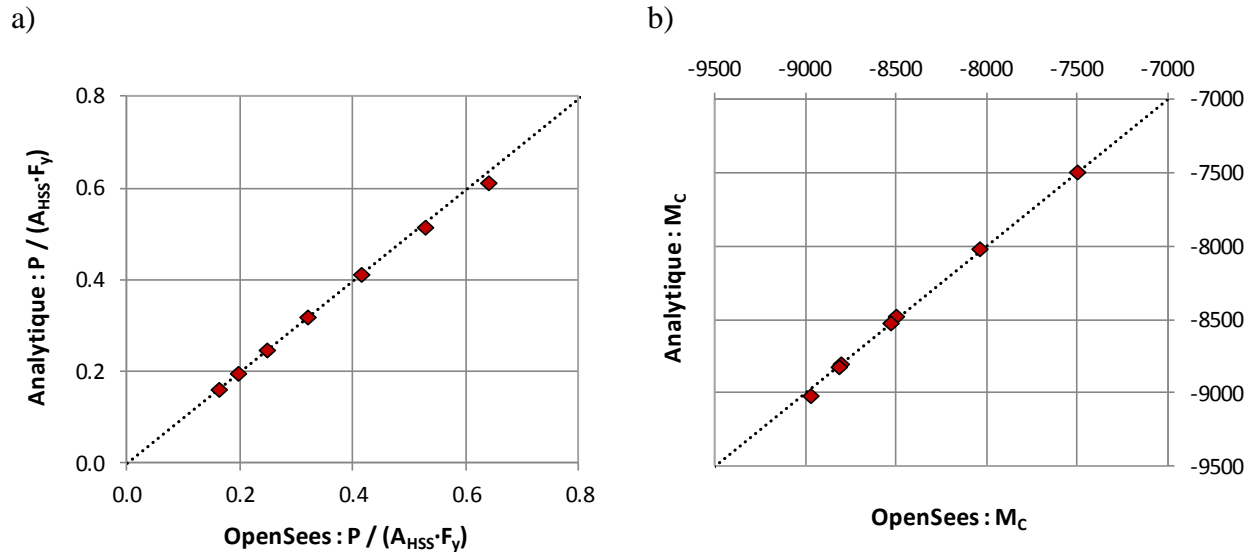


Figure I-1: Validation du modèle analytique NF par des modèles d'éléments finis. a) Résistance en compression maximale $P/(A_{HSS}F_y)$; b) Efforts de flexion dans la plaque de transfert M_c lors de l'atteinte de la résistance maximale

I.2.2 Distribution des contraintes au droit de la section de la plaque de transfert

La Figure I-2 présente les distributions des contraintes dans les plaques de transfert lors de l'atteinte de la charge axiale maximale. Les contraintes des modèles analytiques et celles des modèles numériques sont présentées dans cette figure.

Par observation, on remarque que la distribution des contraintes dans les plaques de transfert du modèle analytique est presque identique à celle du modèle numérique. Cela confirme que les équations définies par Moses (1964) sont adéquates pour définir le comportement dans les plaques de transfert. Cela confirme aussi que les équations [5-6] et [5-8] définissant les rigidités effective $c_{PL-eff-sec}$ et $c_{PL-eff-tan}$ des plaques de transfert sont appropriées.

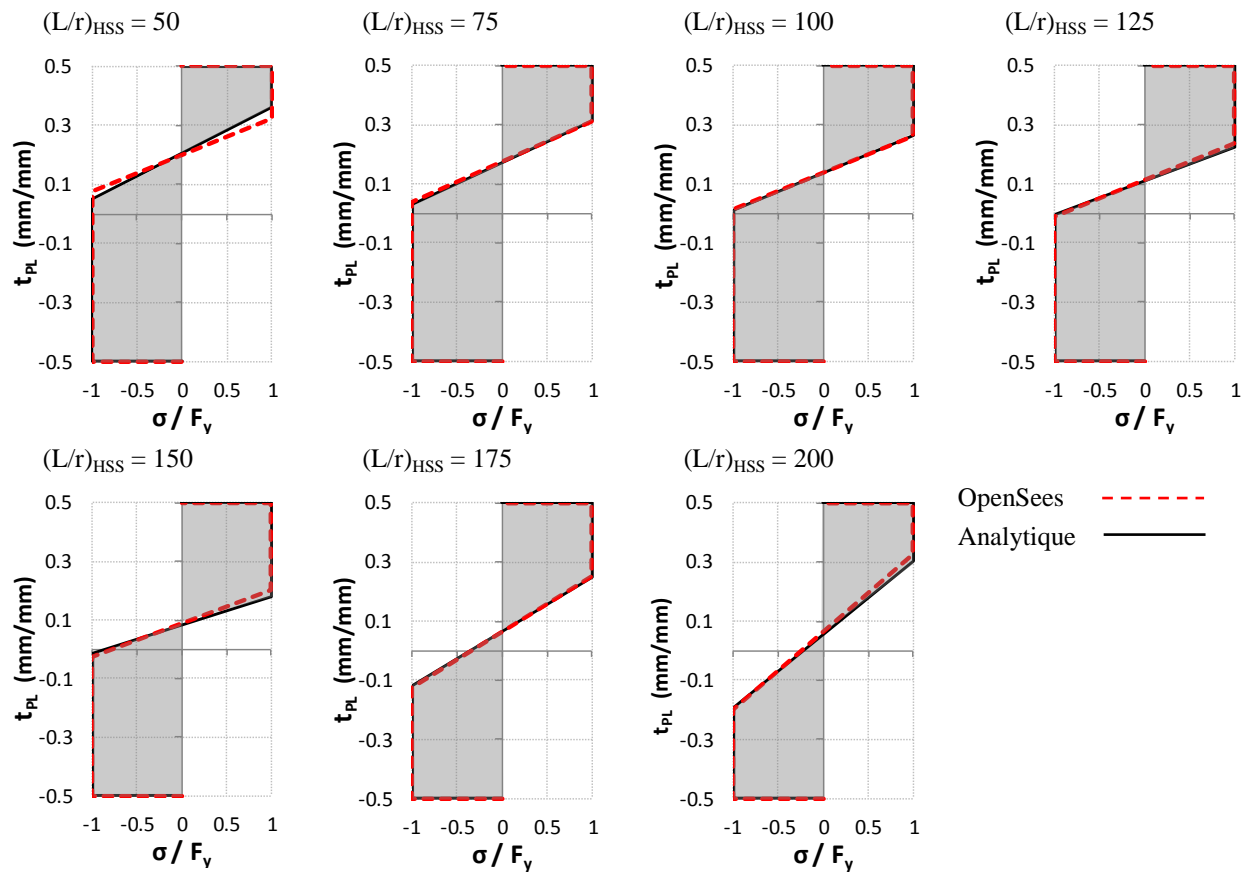


Figure I-2: Validation de la distribution des contraintes dans la plaque de transfert du modèle analytique par des modèles d'éléments finis OpenSees où les caractéristiques sont typiques des diagonales NF

I.3 Modèles analytiques avec fusible (F)

Pour les diagonales avec fusible F, cinq modèles numériques ont été modélisés avec des élancements $(L/r)_{HSS}$ compris entre 100 et 200.

I.3.1 Résistance maximale en compression et effort de flexion dans la plaque de transfert

Le Tableau I-3 présente les résistances en compression $P/(A_{HSS}F_y)$ et les efforts de flexion des plaques de transfert M_c lors de l'atteinte de la charge axiale maximale pour les modèles analytiques et numériques.

Pour l'ensemble de ces modèles, le flambement des diagonales se produit lors de l'atteinte de la limite élastique F_y à la mi-longueur du profilé tubulaire.

Tableau I-3: Résultats de la validation du modèle analytique (F) avec le logiciel par éléments finis OpenSees

	$P/(A_{HSS}F_y)$			M_c			Flambement	
$(L/r)_{HSS}$	Analyt.	O/Sees	Erreur relative	Analyt.	O/Sees	Erreur relative	Analyt.	O/Sees
100	0.3495	0.3556	-1.7%	-1493	-1482	0.7%	inélast.	inélast.
125	0.2679	0.2696	-0.6%	-1747	-1750	-0.2%	inélast.	inélast.
150	0.2064	0.2065	0.0%	-1895	-1898	-0.2%	inélast.	inélast.
175	0.1616	0.1613	0.2%	-1978	-1978	0.0%	inélast.	inélast.
200	0.1291	0.1286	0.4%	-2028	-2017	0.5%	inélast.	inélast.

La Figure I-3, qui présente les résistances $P/(A_{HSS}F_y)$ et les efforts de flexion dans la plaque de transfert M_c , confirme que les modèles analytiques décrivent avec justesse le comportement des diagonales de contreventement.

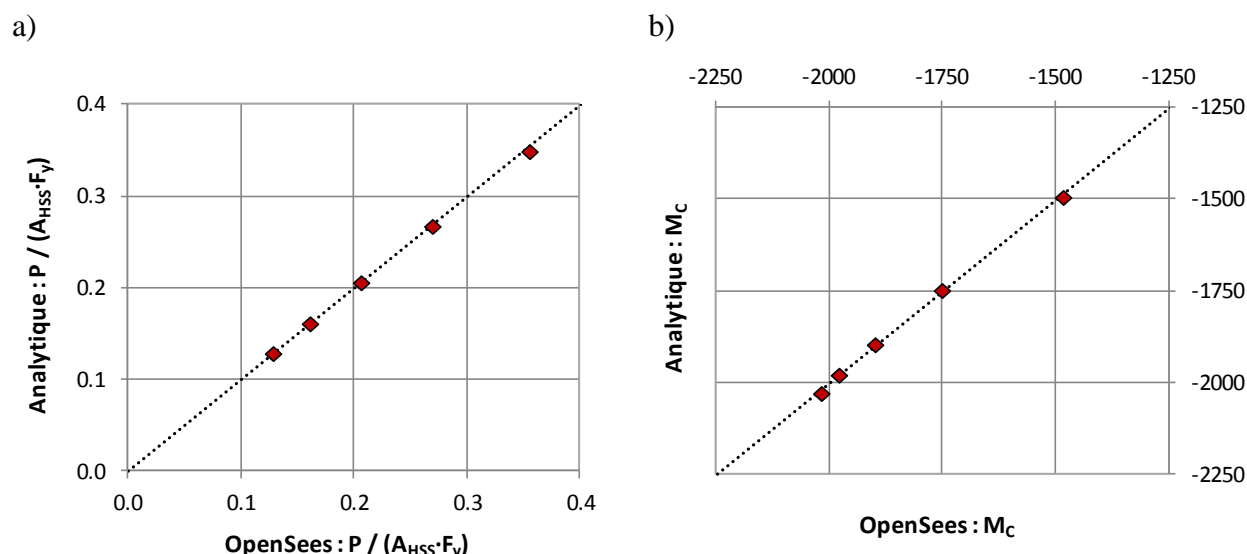


Figure I-3: Validation du modèle analytique F par des modèles d'éléments finis. a) Résistance en compression maximale $P/(A_{HSS}F_y)$; b) Efforts de flexion dans la plaque de transfert M_c lors de l'atteinte de la résistance maximale

I.3.2 Distribution des contraintes au droit de la section de la plaque de transfert

La Figure I-4 présente les distributions de contraintes dans les plaques de transfert lors de l'atteinte de la résistance en compression des diagonales. De même que pour les modèles des

diagonales NF, les contraintes dans les modèles analytiques et dans ceux numériques sont très semblables.

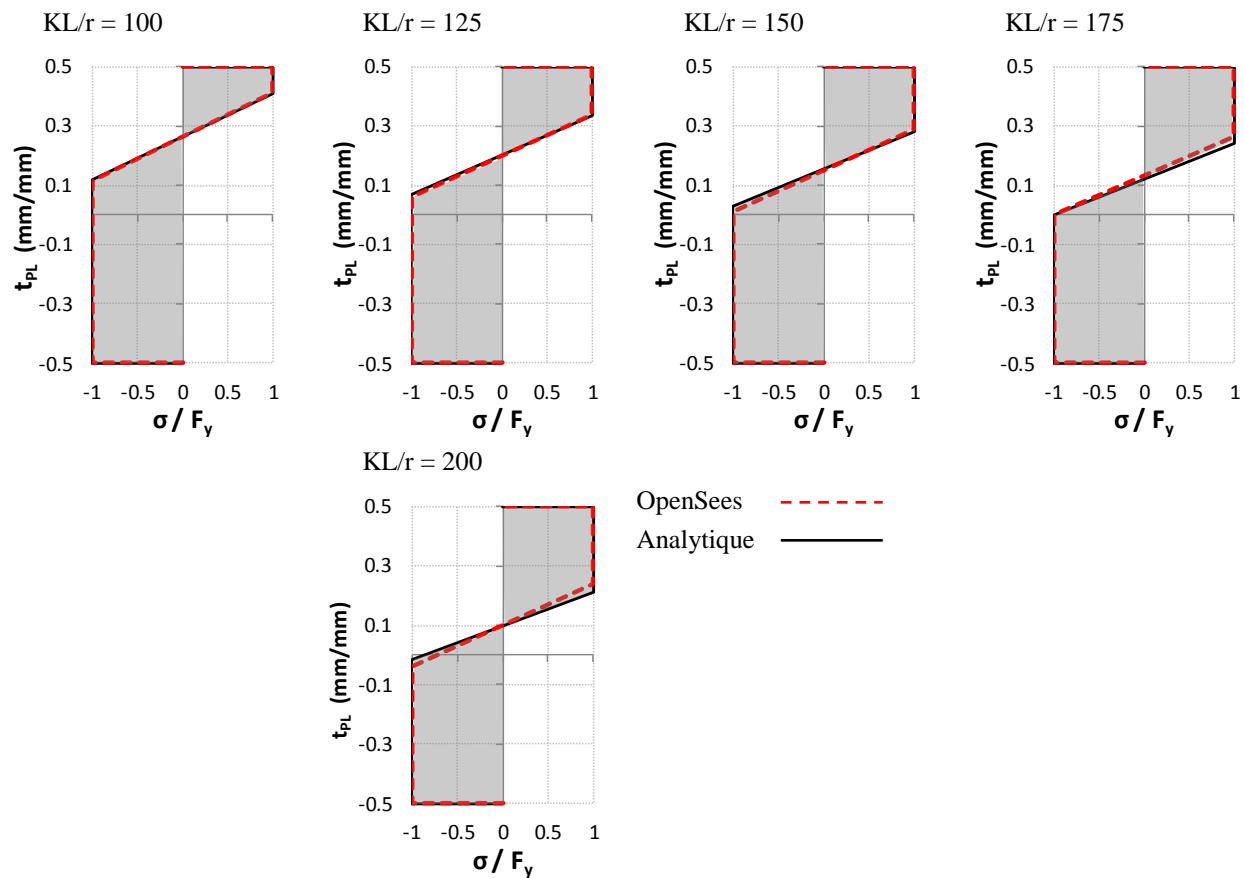


Figure I-4: Validation de la distribution des contraintes dans la plaque de transfert du modèle analytique par des modèles d'éléments finis OpenSees où les caractéristiques sont typiques des diagonales F